E 3279
66

REFERATIVA

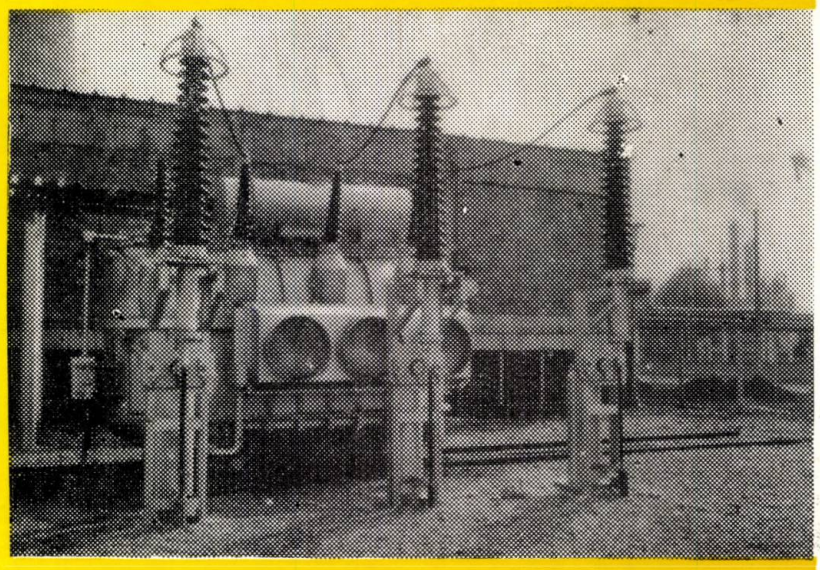
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

1

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ IANUARIE ■ 1978

CENTRALA INDUSTRIALA DE MASINI
SI APARATAJE ELECTRICE
«CRAIOVA»
INTREPRINDEREA
«ELECTROPUTERE»
Calea București 144 Telefon 40.211 Telex 41234

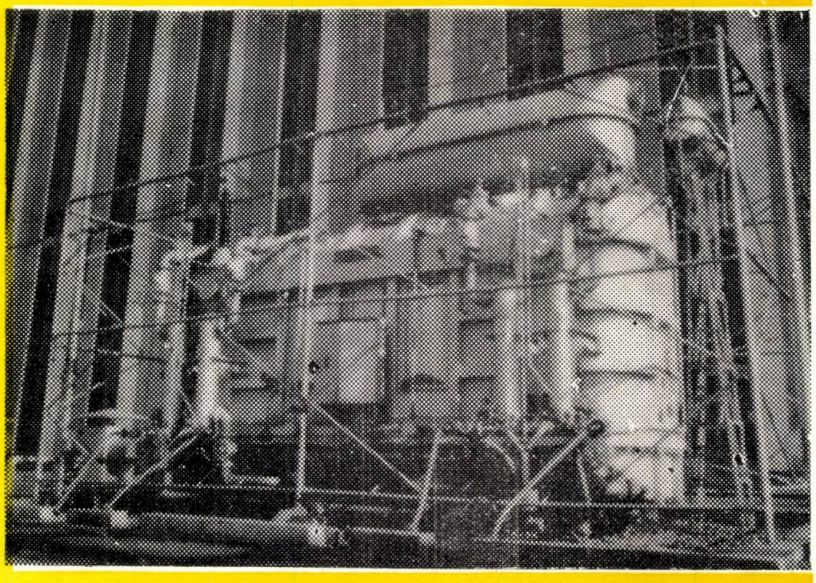
Pentru industria națională și pentru export o gamă largă de transformatoare de mare putere în ulei:



Transformator de putere în ulei pentru industria chimică 40 MVA, 110/6 kV.

- transformatoare și autotransformatoare trifazate cu două și trei înfășurări, cu reglaj, în absența tensiunii sau cu reglaj sub sarcină: 2,5 — MVA pînă la 110 kV

- transformatoare și autotransformatoare trifazate cu două și trei înfășurări, cu reglaj, în absența tensiunii sau cu reglaj sub sarcină: 80 — 400 MVA pînă la 400 kV



Transformator de putere în ulei pentru sectorul hidroenergetic 190 MVA.

- transformatoare speciale pentru tracțiunea electrică.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 1, IANUARIE, 1978

CUPRINS

TEHNOLOGII EFICIENTE PENTRU REDUCEREA CONSUMULUI DE METAL

(Lucrări prezentate la simpozionul cu același titlu din 13-14 iunie 1977)

1. Tratamente termice

DULĂMIȚĂ, T., PANTEA, V. : **Reducerea consumului de metal prin aplicarea tratamentelor termice.** 1

SPĂTARU, I., WANYOREK, C. : **Obținerea straturilor superficiale extradure prin borizarea în băi de sticlă.** 4

RADU, A., CRIȘAN, H., IONESCU, GABRIELA, DRUGĂ L., PARĂU, O., MANIU, G. : **Considerații privind mărirea durabilității sculelor de prelucrare la cald, prin aplicarea durificării superficiale în băi de săruri.** 6

GIACOMELLI, I., STOENESCU, F., RUSU, O. : **Influența compoziției chimice a oțelurilor rapide asupra procesului de difuziune la tratamentele termochimice.** 10

CAZACU-PETRUȚ, LUCIA,, DIACONU, D., BOZOCEA, EUGENIA, KNOPP, H., ALBU, A. : **Nitroferoxarea sculelor așchietoare în vederea mărirea durabilității acestora în exploatare.** 13

DRUGĂ, L., PANTEA, V., IONESCU, GABRIELA : **Utilizarea stratului fluidizat la tratamente termice de temperatură joasă (sub 650°C).** 17

FITERĂU, VICTORIA : **Posibilități de influențare a stabilității dimensionale la oțelurile pentru rulmenți.** 20

OLTEANU, LUCIA, HUBERT, A., BUDAI, GH., PASCOTĂ, DOINA, GROZA, IOANA : **Cercetări pentru stabilirea unei tehnologii de obținere a calității jumătate tare la țevile din cupru prin tratare termică.** 24

IONESCU, D., MOCANU, RODICA, PÎRVULESCU, RALUCA : **Posibilități de reducere a consumului de nichel în industria construcțiilor de mașini.** 30

2. Deformări plastice

DRĂGAN, I., BOER, N. : **Cercetări privind matrițarea la semicald a unor piese din oțel-carbon și oțel slab aliat.** 32

GEORGESCU-COCOȘ, S., SZÖTS-POLLAK, G. : **Experimentări de forfecare precisă cu strângere radială.** 38

VASILIU, A. : **Rolul și realizările producției industriale a laboratorului de deformări plastice din I.C.P.T.S.C.** 43

3. Manifestări științifice

PANTEA, V. **Al 6-lea simpozion internațional „Noutăți în metalurgia fizică și asigurarea fiabilității produselor construcțiilor de mașini prin tratamente termice".** 44

SUMAR

CZ : 621.78 : 669

Dulămiță, T., Pantea, V.: **Reducerea consumului de metal prin aplicarea tratamentelor termice.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 1, 1 tab.

CZ : 621.78

Spătaru, I., Wanyorek, C.: **Obținerea straturilor superficiale extradure prin borizarea în băi de sticlă.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 4, 3 fig., 4 ref.

CZ : 621.78

Radu, A., Crișan, H., Ionescu, Gabriela, Drugă, L., Parău, O., Maniu, G.: **Considerații privind mărirea durabilității sculelor de prelucrare la cald, prin aplicarea durificării superficiale în băi de săruri.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 6, 6 fig., 6 tab., 6 ref.

CZ : 669.14.018.252.3 : 621.785.5

Giacomelli, I., Stoenescu, F., Rusu, O.: **Influența compoziției chimice a oțelurilor rapide asupra procesului de difuziune la tratamentele termochimice.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 10, 7 fig., 3 tab., 4 ref.

CZ : 621.91.07

Cazacu-Petruț, Lucia, Diaconu, D., Bozocea, Eugenia, Knopp, H., Albu, A.: **Nitroferoxarea sculelor așchietoare în vederea măririi durabilității acestora în exploatare.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 13, 6 fig., 2 tab., 3 ref.

CZ : 621.78

Drugă, L., Pantea, V., Ionescu, Gabriela: **Utilizarea stratului fluidizat la tratamente termice de temperatură joasă (sub 650°C).**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 17, 2 fig., 3 tab., 4 ref.

CZ : 669.14 : 621.822

Fiterău, Victoria: **Posibilități de influențare a stabilității dimensionale la oțelurile pentru rulmenți.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 20, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

Olteanu, Lucia, Hubert, A., Budai, Gh., Pascotă, Doina, Groza, Ioana: **Cercetări pentru stabilirea unei tehnologii de obținere a calității jumătate tare la țevile din cupru prin tratare termică.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 24, 3 fig., 6 tab., 7 ref.

CZ : 669.24 : 621

Ionescu, D., Mocanu, Rodica, Pîrvulescu, Raluca: **Posibilități de reducere a consumului de nichel în industria construcțiilor de mașini.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 30, 5 ref.

CZ : 621.983 : 669.16 : 669.15—194

Drăgan, I., Boer, N.: **Cercetări privind matrițarea la semicald a unor piese din oțel-carbon și oțel slab aliat.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 32, 10 fig., 3 tab., 3 ref.

CZ : 539.374 : 621.746.77

Georgescu-Cocoș, S., Szöts-Pollak, G.: **Experimentări de forfecare precisă cu strângere radială.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 38, 8 fig., 8 ref.

CZ : 539.374 : 621.746.77

Vasiliu, A.: **Rolul și realizările producției industriale a laboratorului de deformări plastice din I.C.P.T.S.C.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 43, 1 fig.

Pantea, V.: **Al 6-lea simpozion internațional „Noutăți în metalurgia fizică și asigurarea fiabilității produselor construcțiilor de mașini prin tratamente termice".**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 44.

Revista „CONSTRUCȚIA DE MAȘINI", organ al Ministerului Industriei Construcțiilor de Mașini din Republica Socialistă România. Redacția la : Oficiul de informare documentară pentru industria construcțiilor de mașini, cu sediul în București, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 ; sau 50.40.90 și 50.50.25/interior 253. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poștal la ICPTCM, șos. Olteniței nr. 105, București, sector 5, pentru revista „Construcția de mașini". Tarif pentru instituții și întreprinderi : 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : 70 lei anual. Costul unui exemplar : 8 lei.

Tiparul : Întreprinderea poligrafică „Ploiești", str. Vasile Lupu nr. 45, c.

Taxele poștale plătite în numerar pentru anul 1977, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/8755/1976.

CONTENTS

DC : 621.78 : 669

Dulămiță, T., Pantea, V. : **The reduction of metal consumption by using heat treatment.**

The paper deals with the main reduction trends as well as the more rational usage of metal by heat treatment. Increasing of quality and longlife of machine — building products and tools and thus reduction of metallic materials are directly influenced by heat and thermochemical treatment.

The paper presents concrete examples of new assimilated technologies and products tools where reductions of metal consumptions are possible, as well as the possibilities of using replacing materials.

Construcția de mașini, 30 (1975), nr. 1, p. 1, 1 tab.

CD : 621.78

Spătaru, I., Wanyorek, C. : **How to obtain over-hard surface layers by borination in glass baths.**

By borination in melt glass baths having a certain composition, of some samples of structural steels, respectively of alloyed and non-alloyed tools steels, boride surface layers are obtained, which are well adherent and have extremely high hardness, between 2,000 and 2,500 HV 0,040, by which a high wear-resistance is provided.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 4, 3 fig., 4 ref.

CD : 621.78

Radu, A., Crișan, H., Ionescu, Gabriela, Drugă, L., Parău, O., Maniu, G. : **Some considerations related to increase the long life of hot-working tools by applying hardening in salts baths.**

The summary presents some results obtained in using certain types of hot-working tools (extrusion dies for non-ferrous alloys, pressure casting assemblies, forging dies) after applying some thermochemical treatments in melt salts mixtures based on sodium cyanate. As a result of these treatments, an increasing long life of these tools is obtained, on one hand, a fact that leads to a decreased consumption of special alloys and on the ohter hand the improvement of the aspect of the hot processed materials, power savings, etc.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 6, 6 fig., 6 tab., 6 ref.

DC : 669.14.018.252.3 : 621.785.5

Giacomelli, I., Stoenescu, F., Rusu, O. : **The influence of the chemical composition of the rapid steels on the diffusion process in thermochemical treatments.**

The paper presents the variation of the rhodanated layer thickness, obtained on different rapid steels, constantly keeping the thermal condition. Determinations were made on 9 grades of rapid steels.

Construcția de mașini, 30 (1975), nr. 1, p. 10, 7 fig., 3 tab., 4 ref.

DC : 621.91.07

Cazacu-Petruț, Lucia, Diaconu, D., Bozocea, Eugenia, Knopp, H., Albu, A. : **Nitro-oxidation of cutting tools with a view to increasing their service life in operation.**

By nitro-oxidating the tools made of rapid steel, an increase of their service life with an average of 40 — 60% is obtained, leading to important savings of high alloyed tool steel. If maintaining them in an active atmosphere of azote and water vapours, wear and corrosion — resistant diffusion layers are obtained.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 13, 6 fig., 2 tab., 3 ref.

DC : 621.78

Drugă, L., Pantea, V., Ionescu, Gabriela : **Some aspects of the practicability of the boiling hed in heat treatments at low temperature (below 650°C).**

The paper presents some aspects concerning the tempering and the isothermal quenching of certain grades of structural steel, in the furnace with boiling hed, by comparison with other mediums (recycling furnace or salt bath). În the case of boiling bed, it has been established, that the time necessary to carry out these operations is much shortened, as compared to heating in the classic furnace, offering the possibility of replacing the salt baths.

Construcția de mașini, 30 (1975), nr. 1, p. 17, 2 fig., 3 tab., 4 ref.

DC : 669.14 : 621.822

Fiterău, Victoria : **Posibilities of influencing dimensional stability in ball - bearing steels.**

After final heat-treatment, parts made out of ball-bearing steels have strong dimensional variations, a fact that prologs the technological process and thus their price. The paper analyses the technological and structural factors which determine these variations and suggests the optimum solution.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 20, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

DC : 621.78

Olteanu, Lucia, Hubert, A., Budai, G., Pascotă, Doina, Groza, Ioana : **Practical technology to obtain the half-hard quality copper pipe by thermal treatment.**

There are presented in our work, in order to establish the best thermal parameters to obtain half-hard quality copper pipe. Our parameters are based on the recovery-recrystallization phenomena and they are confirmed by practical experiments.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 1, p. 24, 3 fig., 6 tab., 7 ref.

DC : 669.24 : 621

Ionescu, D., Mocanu, Rodica, Pîrvulescu, Raluca : **Possibilities of reducing nickel consumption in machine-building industries.**

The first section of this paper reports on the degree of nickel-alloyed steel utilization in the Romanian machine-building industry as also on the conditions imposing this situation. The paper continues by describing the ways to reduce the nickel consumption in the main fields of the industry, parts and TFG (tools, fixtures, gauges), on the basis of own experiments and literature informations. The possibilities to reduce the nickel consumption are exemplified by cases of effective replacement in certain items achieved in some works of our machine-building industry (Enterprise „Independența" — Sibiu, Enterprise „Strungul" — Arad, Enterprise „7 Noiembrie" — Craiova).

Construcția de mașini, 30 (1975), nr. 1, p. 30, 5 ref.

DC : 621.933 : 669.16 : 669.15—194

Drăgan, I., Boer, N.: **Researches concerning semi-hat drap-forging of some parts made of carbon and low alloy steels.**

The paper studies resistance of deformation, capacity for deformation, structure and hardness by torsion test at 500°...850°C of OLC 45 and 13 CN 35 steels. The results obtained were confirmed on a real part determining then the optimum technological parameters for these part.

Construcția de mașini, 30 (197.), nr. 1, p. 32, 10 fig., 3 tab., 3 ref.

DC : 539.374 : 621.746.77

Georgescu-Cocoș, S., Szöts-Pollak, G.: **Some experiments of precise cropping with radial squeezing.**

The paper presents the cropping schemes analyzing their advantages and limits. The scheme of the experimental cropping device with radial squeezing and a lit of experimental results obtained for a large range of materials and sizes, are presented here.

Construcția de mașini, 30 (1973), nr. 1, p. 38, 8 fig., 8 ref.

CD : 539.374 : 621.746.77

Vasiliu, A.: **Sens and results of the industrial production in the metal forming laboratory from the Technological Institute for Heat Processes (ICPTSC).**

A comment is made on the effects and the sense of industrial production in connexion with technological research in metal forming.

Construcția de mașini, 30 (197.), nr. 1, p. 43, 1 fig.

SOMMAIRE

CD : 621.73 : 669

Dulămiță, T., Pantea, V.: **La diminution de l'emploi de métal par l'application des traitements thermiques.**

L'exposé présente les voies principales de diminution et d'emploi plus judicieux du métal par le traitement thermique. L'amélioration de la qualité et de la durée de vie des repères et des outils de constructions mécaniques, donc la diminution de la consommation de matériaux métalliques sont directement influencées par le traitement thermique et thermochimique. Les nouvelles technologies assimilées, les repères outils permettant des consommations réduites de métal, ainsi que l'emploi des matériaux de remplacement sont présentés et illustrés par des exemples concrets.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 1, p. 1, 1 tab.

CD : 621.78

Spătaru, I., Wanyorek, C.: **Couches superficielles de grande dureté obtenues par boruration en bains de verre.**

Par la boruration de quelques échantillons d'aciers de construction, respectivement d'outils non-alliés et alliés, en bains de verre fondue, ayant une composition determinée, on obtient des couches superficielles de borures, à bonne adhérence et à duretés sensiblement elevées, entre 2000—2500 HV 0,040, assurant une haute résistance à l'usure.

Construcția de mașini, 30 (1978), no 1, p. 4, 3 fig., 4 ref.

CD : 621.79

Radu, A., Crișan, H., Ionescu, Gabriela, Drugă, L., Parău, O., Maniu, G.: **Considerations sur l'ammelioration de la durée de vie des outils d'usinage à chaud, par durcissement en bains de sels.**

L'exposé se rapporte à certains résultats obtenus dans l'exploitation sur quelques types d'outils d'usinage à chaud (matrices d'extrusion pour alliages non-ferreux, machines à couler sous pression, étampes de forge) soumis aux traitements thermo-chimiques en bains de sels fondus à base de cyanates de sodium. Par de tels traitements on obtient d'une part une meilleure durée de vie des outils dans l'exploitation, (donc des consommation d'aciers spéciaux sensiblement inférieures), et d'autre part une ammélioration de l'aspect des matériaux usinés à chaud, des économies d'énergie, etc.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 1, p. 6, 6 fig., 6 tab., 6 ref.

CD : 669.14.018.252.3 : 621.785.5

Giacomelli, I., Stoenescu, F., Rusu, O.: **Influence de la composition chimique des aciers rapides sur le procéssus de diffusion, lors des traitements termo-chimiques.**

L'exposé fait une étude de la variation de l'épaisseur des couches sulfocyanurées obtenues pour divers aciers rapides, en maintenant un régime thermique constant. Des déterminations ont été faites sur 9 nuances d'aciers rapides.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 1, p. 10, 7 fig., 3 tab., 4 ref.

CD : 621.91.07

Cazacu-Petruț, Lucia, Diaconu, D., Bozocea, Eugenia, Knopp, H., Albu, A.: **Nitro-oxydation des outils de coupe en vue de l'augmentation de leur durée de vie.**

Par la nitro-oxydation des outils en acier rapide on obtient une augmentation moyenne de la durée de vie de 40—60% et par conséquent des économies importantes d'acier à outils hautement allié. En maintenant les outils de coupe dans une atmosphère active d'azote et vapeurs d'eau on obtient des couches de diffusion résistantes à l'usure et à la corrosion.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 1, p. 13, 6 fig., 2 tab., 3 ref.

CD : 621.73

Drugă, L., Pantea, V., Ionescu, Gabriela: **Quelques possibilités d'utilisation du lit fluidisé pour des traitements thermiques à basse température (inférieure à 650°C).**

L'ouvrage présente quelques aspects sur le revenu et la trempe izotherme de certains types d'aciers de construction dans des fours à lit fluidisé, par comparaison à d'autres milieux (four à récirculation ou bain de sels). On constate que dans le cas du lit fluidisé le temps de realisation de ces opérations est considérablement plus court par rapport au chauffage dans un four classique, en donnant la possibilité de remplacer les bains de sels.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 1, p. 17, 2 fig., 3 tab., 4 ref.

CD : 669.14 : 621.822

Fiterău, Victoria : **Posibilités d'influencer la stabilité dimensionnelle des aciers à roulements.**

Les pièces en aciers à roulements soumises au traitement thermique final présentent des variations dimensionnelles importantes, d'où un prolongement du procès technologique de fabrication, donc une augmentation de leur prix.
L'ouvrage comporte une analyse des facteurs technologiques et de structure déterminant ces variations et propuse une solution optimale.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 1, p. 20, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

CD : 621.78

Olteanu, Lucia, Hubert, A., Budai, G., Pascotă, Doina, Groza, Ioana : **Des recherches pour obtenir une technologie de fabrication des tuyaux de cuivre démidur par traitement thermique.**

On présente les recherches éffectuées pour établir le régime optimum de traitement thermique pour obtenir la qualité démidur des tuyaux de cuivre. Considérant les procéssus de restauration et de recrystallisation on fait des calculs des paramètres des traitement thermique qui sont en concordance avec les résultats pratiques obtenus.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 1, p. 24, 3 fig., 5 tab., 7 ref.

CD : 669.24 : 621

Ionescu, D., Mocanu, Rodica, Pîrvulescu, Raluca : **Possibilités de diminution de la consommation de nickel dans l'industrie des constructions mecaniques.**

Dans la première partie de cet exposé on montre le niveau d'utilisation des aciers alliés au nickel dans l'industrie des constructions mécaniques en Roumanie, ainsi que les conditions imposant cette situation. On présente ensuite les voies de reduction de la consommation du nickel pour les principaux domaines de l'industrie, pièces et ODV (outile, dispositifs et vérificateurs) suite aux expériences propres et aux données de la litérature. Enfin, plusieurs cas de remplacement dans de divers repères réalisés dans des usines roumaines de constructions mécaniques (Entreprise „Independenţa" — Sibiu, Entreprise „Strungul" — Arad, Entreprise „7 Noiembrie" — Craiova) sont données à titre d'exemple pour illustrer les possibilités de reduction de la consommation de nickel.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 1, p. 30, 5 ref.

CD : 621.983 : 669.11 : 669.15—194

Drăgan, I., Boer, N.: **Recherches sur l'estampage à demi-chaud des pièces en acier-charbone et en acier faiblement allié.**

On propose une étude sur la résistance à la déformation, l'aptitude à la déformation, la structure et la dureté par des essais de torsion à 500 ... 850°C sur les aciers OLC 45 et 13 CN 35. Les résultats obtenus ont été confirmés sur une pièce réelle, en déterminant ensuite les paramètres technologiques optimum pour cette pièce.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 1, p. 32, 10 fig., 3 tab., 3 ref.

CD : 539.374 : 621.746.77

Georgescu-Cocoş, S., Szöts-Pollak, G.: **Expérimentations sur le cisaillement de précision à serrage radial.**

On passe en révue les schémas de cisaillement, en analysant leurs avantages et limites. On présente le schéma du dispositif expérimental de cisaillement avec serrage radial et les résultats expérimentaux obteuns pour une gamme étendue de matériaux et dimensions.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 1, p. 38, 8 fig., 6 ref.

CD : 539.374 : 621.746.77

Vasiliu, A.: **Le rôle et les résultats de la production industrielle du laboratoire de formage des métaux de l'Institut technologique pour le travail à chaud (I.C.P.T.S.C.).**

On discute le sens, les critères de sélection et les avantages de la production à echelle industrielle liée à la recherche technologique dans le domaine du formage des métaux.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 1, p. 43, 1 fig.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.78 : 669

Dulămiţă, T., Pantea, V.: **Verminderung des Metallverbrauchs durch Wärmebehandlung.**

Im Beitrag werden die Hauptrichtungen zur Verminderung und wirtschaftlicheren Anwendung des Metalls durch Wärmebehandlung dargelegt. Die Verbesserung der Qualität und Lebensdauer der Maschinenbauerzeugnisse als auch der Werkzeuge und demzufolge eine Verminderung des Metallverbrauches wird direckt durch thermochemische und Wärmebehandlungen beeinflusst. Es werden konkrete Beispiele von neu angeeigneten Technologien und Erzeugnissen/ Werkzeugen vorgelegt, bei denen eine Verminderung des Metallverbrauches möglich ist, als auch der Einsatz von Ersatzmaterialien.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 1, S. 1, 1 Tab.

DK : 621.78

Spătaru, I., Wanyorek, C.: **Das Erhalten extraharter Oberflächenschichten durch Borieren in Glasbäder.**

Durch Borieren in geschmolzenen Glasbädern bestimmter Zusammensetzung einiger Prüflinge aus Baustahl, bzw. unlegierter und legierter Werkzeuge, werden gut anhaftende Boridoberflächen — schichten beträchtlicher Härte zwischen 2000 und 2500 HV 0,040 erhalten, wodurch eine grosse Verschleissfestigkeit gewährleistet wird.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 1, S. 4, 3 Bild, 4 Ref.

DK : 621.78

Radu, A., Crişan, H., Ionescu, Gabriela, Drugă L., Parău, O., Maniu, G.: **Betrachtungen über die Erhöhung der Lebensdauer Warmbehandlungswerkzeuge durch Aufhärtung in Salzbäder.**

Der Beitrag bringt einige, im Betrieb mit verschiedenen Warmbehandlungswerkzeugen (Strangpressgesenke für NE — Legierungen, Druskgussteile, Schmiedegesenke) erhaltene Ergebnisse, als Folge thermochemischer Behandlungen in geschmolzenen Salzgemischen auf Basis von Natriumzyanat. Das Ergebnis dieser Behandlungen ist einerseits din Erhöhung der Betriebsdauer dieser Werkzeuge, das eine Verbrauchsverminderung an Spezialstahl als Folge hat und andererseits die Verbesserung des Aussehens der wärmbearbeiteten Werkstoffen, Energieersparnis u.s.w.

Construcţia de maşini, 30, (1978),
Nr. 1, S. 6, 6 Bild, Tab., 6 Ref.

DK : 669.14.018.252.3 : 621.785.5

Giacomelli, I., Stoenescu, F., Rusu, O.: **Der Einfluss der chemischen Zusammensetzung der Schnellstähle auf den Diffusionsprozess bei thermochemischen Behandlungen.**

Der Beitrag beschreibt die Dickeschwankungen der sulfozyanierten Schichten bei verschiedenen Schnellstählen, unter gleichbleibenden Wärmebedingungen. Es wurden Bestimmungen auf 9 Schnellstahlsorten durchgeführt.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 10, 7 Bild, 3 Tab., 4 Ref.

DK : 621.91.07

Cazacu-Petruț, Lucia, Diaconu, D., Bozocea, Eugenia, Knopp., H. ,Albu, A.: **Die Nitrooxydation der spanabhebenden Werkzeuge zwecks Erhöhung der Betriebsdauer.**

Durch Nitrooxydation der Schnellstahlwerkzeuge wird eine durchschnittliche Erhöhung der Betriebsdauer mit 40—60% erreicht, das eine bedeutende Einsparung an hochlegiertem Werkzeugstahl als Folge hat. Durch das Aussetzten in aktive Stickstoffatmosphäre und Wasserdampf werden verschleiss — und korrosionsfeste Diffusionsschichten erhalten.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 13, 6 Bild, 2 Tab., 3 Ref.

DK : 621.78

Drugă, L., Pantea, V., Ionescu, Gabriela: **Einige Anwendungsmöglichkeiten des Fliessbettes für Wärmebehandlungen bei niedriger Temperatur (unter 650°C).**

Im Beitrag werden einige Aspekte betreffend das izotherme Anlassen und Härten verschiedener Typen von Konstruktionsstähle in Ofen mit Fleissbett, im Vergleich mit anderen Medien (Umwälzofen oder Salzbad) beschrieben. Es wurde festgestellt, dass beim Fliessbett die Dauer für die Durchführung dieser Arbeitsgänge bedeutend verkürzt wird im Vergleich mit der Erwärmung in klassischen Öfen, und bietet gleichzeitig die Möglichkeit die Salzbäder zu ersetzen.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 17, 2 Bild, 3 Tab., 4 Ref.

DK : 669.14 : 621.822

Fierău, Victoria: **Beeinflussungsmöglichkeiten der Massbeständigkeit bei Kugellagerstahl.**

Als Folge der Schlusswarmbehandlung unterliegen die Werkstücke aus Kugellagerstahl beträchtilchen Masschwankungen, Tatsache die ihren technologischen Herstellungsprozess und demzufolge den Preis vergrössert. Der Beitrag befasst sich mit den technologischen und Gefügefaktoren die solche Schwankungen hervorrufen und schlägt optimale Lösung vor.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 20, 6 Bild, 2 Tab., 5 Ref.

DK : 621.78

Olteanu, Lucia, Hubert, A., Budai, G., Pascotă, Doina, Groza, Ioana: **Forschungen zur Erhaltung der halb hart Technologie, bei Kupferrohren ,durch Wärmebehandlung.**

Der Artikel beschreibt eine Forschungssynthese betreffend die Festlegung des optimalen Betriebs zur Wärmebehandlung, für die Erzielung halb harter Kupferrohre. Die Arbeit bezieht sich auf die Thermodynamic des kristallisierungprozesses, der als basis der durchgeführten Berechnungen stand. Die theoretischen Ergebnisse sind im Einkland mit den praktischen, bereits schon erziehlten Ergebnissen.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 24, 3 Bild, 5 Tab., 7 Ref.

DK : 669.24 : 621

Ionescu, D., Mocanu, Rodica, Pîrvulescu, Raluca: **Verminderungsmöglichkeit des Nickelverbrauches in der Maschinenbauindustrie.**

Der Vortrag enthält im ersten Abschnitt die Einsatzstufe der mit Nickel legierten Stähle in der Maschinenbauindustrie in unserem Lande, sowie die Bedingungen welche dazu beigetragen haben. Weiterhin werden Angaben gemacht betreffs Verbrauchsverminderungswege von Nickel in den Hauptindustriezweigen für Teile und Vorrichtungen, mit Betrachtungen und Daten aus der Literatur und den eigenen Erfahrungen und Versuchen. Die Verbrauchsverminderungsmöglichkeiten von Nickel mit entsprechenden Beispielen mit konkreten Ersatzbedingungen bei verschiedenen Bauteilen in unserer Industrie und in den Maschinenbauwerken wie „Independența" Sibiu „Strunguri" Arad, „7 November" Craiova.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 30, 5 Ref.

DK : 621.983 : 669.16 : 669.15—194

Drăgan, I., Boer, N.: **Forschungen betreffend das Gesenkschmieden halbwarmer Werkstücke aus niederlegiertem und Kohlenstoffstahl.**

Es wird vorgeschlagen den Formänderungswiderstand, Verformbarkeit, Gefüge und Härte durch Verdrehungsversuche bei 500...850°C bei OLC 45 und 13 CN 35 Stahl zu studieren. Die erhaltenen Ergebnisse wurden auf einem Werkstück überprüft und die optimalen technologischen Kennzahlen für dieses Werkstück bestimmt.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 32, 10 Bild, 3 Tab., 3 Ref.

DK : 539.374 : 621.746.77

Georgescu-Cocoș, S., Szöts-Pollak, G.: **Versuche betreffend Präzisionsscherung mit Radialeinspannung.**

Es werden die Scherungsarten aufgezählt und die Vorteile und Grenzbereiche dieser überprüft. Es wird das Schema der Versuchsschervorrichtung mit Radialeinspannung und eine Reihe von erhaltenen Versuchsergebnissen für einen weiten Bereich von Werkstoffen und Abmessungen dargelegt.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1, S. 38, 8 Bild, 8 Ref.

DK : 539.374 : 621.746.77

Vasiliu, A.: **Rolle und Durchführung der Industrieproduktion im Laboratorium für plastische Umformung im I.C.P.T.S.C.**

Die Arbeit stellt den Sinn und die Perspektiven den Industrie produktion verbunden mit der Forschung in Bereich der plastischen Umformung der Metalle, dar.

Construcția de mașini, 30, (1978), Nr. 1 ,S. 43, 1 Bild.

СОДЕРЖАНИЕ

Д.К. : 621.78 : 669

Дулемице Т., Пантеа, В. : **Уменьшение расхода металла по использованию термических обработок.**

В работе представлены главные направления по уменьшению расхода и рациональному использованию металла методами термической обработки. На повышение качества и долговечности продуктов машиностроения и инструментов и на уменьшение расхода металлических материалов непосредственно влияет термическая и химико-термическая обработка. Представлены конкретные примеры новых освоенных технологий и деталей инструментов при изготовлении которых возможны уменьшение расхода металла и использование заменителей.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 1, 1 таб.

Д.К. : 621.78

Спетару, И., Ваниорек, К. : **Получение сверхтвёрдых поверхностных слоев способом боризаций в соляной ванне.**

Боризацией в расплавленной соляной ванне с определенным составом некоторых образцов строительных сталей, т.е. нелегированных и легированных инструментальных сталей, были получены поверхностные бридные слоя, хорошо прилипающие, со сверхповышенной твёрдостью между 2000 и 2500 HV 0,040, при помощи которых обеспечивается большая износоустойчивость.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 4, 3 фиг., 4 реф.

Д.К. : 621.78

Раду, А., Кришан, Х., Ионеску, Габриела, Друге, Л., Парєу, О., Маниу, Г. : **Соображения относительно увеличения долговечности инструментов для горячей обработки способом повышения твёрдости в соляной ванне.**

В работе представлены результаты при єксплуатаций некоторых видов инструментов для горячей обработки (штампы для єкструзии цветных сплавов, узлы для штья под давлением, ковочные штампы) после термической обработки в смесях расплавленных солей на основе цианата натрия.

Вследствие єтих обработок получаются с одной стороны повышение долговечности в єкспуатаций инструментов что обусловливает снижение расхода специальных сталей, а с другой стороны улучшение вида горяче обработанных материалов, єкономию енергий и.т.д.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 6, 6 фиг., 6 таб., 6 реф.

Д.К. : 669.14.018.252.3 : 621.785.5

Джакомелли, И., Стоенеску, Ф., Русу, О. : **Влияние химического состава быстрорежущих сталей на диффузионный процесс при химико-термической орбаботке.**

В работе исследуется колебание толщины сероцианированных слоев, получённых у различных быстрорежущих сталей, поддерживая постоянный тепловой режим. Были выполнены определения для 9 марок быстрорежущих сталей.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 10, 7 фиг. 3 таб., 4 реф.

Д.К. : 621.91.07

Казаку-Петруц, Лучиа, Диакону, Д., Бозочеа, Еуджения, Кнопп. Х., Албу, А. : **Нитрооксидирование режущих инструментов с целью повышения их долговечности в эксплуатации.**

Способом нитрооксидирования инструментов из быстрорежущей стали повышается их долговечности в єксплуатаций на 40—60%, что обусловливает значительную зкономию высоколегированной инструментальной стали. Поддержаннием в активной атмосфере азота и водяных паров получаются износостойкие и коррозиеустойчивые дуффузионные слоя.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 13, 6 фиг., 2 таб., 3 реф.

Д.К. : 621.78

Друге, Л., Пантеа, В., Ионеску, Габриела : **О возможности применения кипящего слоя при термической обработке на низких температурах (ниже 650°С).**

Б работе представленны вопросы относительно отпуска и изотермической закалки некоторых марок конструкционной стали в печи с кипящим слоем по сравнению с другими средами (печь с рециркуляцией или солечная ванна). Обнаруживается, что в кипящем слое продолжительность таких операций укоротится много по сравнению с нагревам в обычной печи, давая возможность замена соляных ванн.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 17, 2 фиг., 3 таб., 4 реф.

Д.К. : 669.14 : 621.822

Фитерэу, Виктория : **Возможности влияния размерной стабильности у подшипниковых сталей.**

После окончательной термической обработки у деталей из подшипниковых сталей обнаруживаются сильные размерные колебания, что удлиняет технологический процесс изготовления и их стоимость. В работе анализируются технологические и структурные показатели, обусловливающие эти колебания и предлогается оптимальнсе решение.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 20, 6 фиг., 2 таб., 5 реф.

Д.К. : 621.78

Олтеану, Лучиа, Хуберт, А., Будай, Г., Паскотэ, Дойна, Гроза, Иоана : **Исследовании с целью установлений технологии для получения медяных трубок полутвёрдого качества при помощи термической обработки.**

В работе показаны результаты исследовании с целью установлении оптимального режима термическэй обработки для получения медяных трубок полутвёрдого качества. В зависимость от процессов реставраций и рекристализации были найдены технологические параметры термической обработки. Результаты хорошо согласуются с практическими данными.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 1 стр. 24, 3 фиг., 6 таб., 6 реф.

Д.К. : 669.24 : 621

Ионеску, Д., Мокану, Родика, Пырвулеску, Ралука : **Возможности снижения расхода никеля в машиностройтельной промышленности.**

В первой части доклада представлен стадий использования сталей легированные с никелем в машиностройтельной промышленности Румыний и условия, заставляющие такое положенке. В продолжении представлены способы снижения расхода никеля в основных промышленных областях при изготовлений деталей, инструментов и приспособлений на основе литературных данных и собственных экспериментов. Способы снижения расхода никеля представлены в виде конкретных примеров замена никеля при изготовлении разных деталей в наших машиностройтельных заводах (предприятие „Independenţa" — Сибиу, предприятие токарных станков — Арад, предприятие „7 Noiembrie" — Крайова).

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 1 стр. 30, 5 реф.

Д.К. : 621.983 : 669.16 : 669.15—194

Дреган, И., Боер, Н. : **Исследования по полугорячей штамповке некоторых деталей из углеродистой и слаболегированной стали.**

Предлагается изучение сопротивления деформации, деформируемости, структуры и твёрдости способом испытаний на кручение при 500...850°C., для сталей марок OLC 45 и 13 CN 35. Получённые результаты подверждались на действительной детали для которого были определены и оптимальные технологические параметры.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 32, 10 фиг., 3 таб., 3 реф.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ATTENTION

Les lecteurs étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM — Serviciul — export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

Д.К. : 539.374 : 621.746.77

Джеорджеску-Кокош, С., Сзётс, Поллак, Г. : **Експерименты по прецизионному сдвигу с радиальным зажимом.**

Представляются некоторые схемы сдвига, исследуя их преимущества и пределы. Представлены также экспериментальное устроиство для сдвига с радиальным зажимом и некоторые экспериментальные результаты, получённые для широкой гаммы материалов и размеров.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 38, 8 фиг., 8 реф.

Д.К. : 539.374 : 621.746.77

Василиу, А. : **Роль и достижения промышленного произведения лабораторий пластических деформаций из I.C.P.T.S.C.**

В работе представлены значение и перспективы исполнения промышленного произведения в соотношение с деятельностью исследования в владение пластических деформаций металлов.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 1, стр. 43, 1 фиг.

ACHTUNG !

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ВНИМАНИЕ!

Читатели иностранных стран могут абонироваться при ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

CZ : 621.78 : 669

Reducerea consumului de metal prin aplicarea tratamentelor termice

Prof. dr. ing. Titi **DULĂMIȚĂ** — Institutul Politehnic București
Ing. Valer **PANTEA** — Institutul de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare calde (ICPTSC) — București

Aplicarea tratamentelor termice conduce la realizarea de economii de metal pe diferite căi, dintre care :

— evitarea pierderilor de metal în însuși procesul tehnologic de tratament termic, prin oxidare, decarburare, deformații remediabile prin prelucrări mecanice ;

— micșorarea adaosurilor de prelucrare prin evitarea completă sau diminuarea deformațiilor remediabile prin prelucrări mecanice ;

— modificarea procedeelor tehnologice de prelucrare pentru realizarea formei tehnologice sau a formei funcționale, astfel încît să se reducă consumul de metal pe produs ;

— creșterea durabilității produselor finite în condiții corespunzătoare de siguranță în exploatare ;

— creșterea valorilor caracteristicilor de exploatare și micșorarea corespunzătoare a secțiunii (respectiv, greutății) produselor ;

— realizarea unor produse cu caracteristici de exploatare corespunzătoare prescripțiilor, dar din materiale metalice cu conținut redus de elemente deficitare și scumpe și eventual prin procedee de prelucrare pentru realizarea formei tehnologice și funcționale care conduc la reducerea consumului de metal.

Evaluarea posibilităților și stabilirea căilor de realizare a economiei de metal prin aplicarea tratamentelor termice se bazează pe cunoștințe și date privind legătura dintre starea structurală și de tensiuni a produsului metalic și caracteristicile tehnologice și de exploatare ale acestuia. Este esențial să se pornească de la adevărul că structura și nu (exclusiv și direct) compoziția chimică determină proprietățile materialului metalic exprimate cantitativ prin valorile caracteristicilor tehnologice și de exploatare.

Progresele realizate în teoria proceselor de tratament termic și realizările din domeniul tehnologiilor și utilajelor specifice conduc la posibilitatea ca alegerea materialului metalic și stabilirea parametrilor tehnologici de prelucrare la cald și la rece să se bazeze pe datele privind caracteristicile de exploatare și tehnologice ale materialelor metalice și în mod necesar pe cunostințele privind legitățile dependenței de structură a proprietăților.

Activitatea de concepție în domeniul metalurgiei în general și al tratamentelor termice în special a avut ca obiectiv principal descoperirea de noi materiale metalice, cercetarea și caracterizarea proprietăților acestora în vederea obținerii de date utile la stabilirea destinației și a condițiilor de prelucrare. În ultimii ani, sînt tot mai frecvente preocupări pentru schimbarea sensului de abordare a problemei. Se folosește tot mai insistent termenul de **„proiectare"** a materialului metalic potrivit condițiilor de prelucrare pentru realizarea formei tehnologice, funcționale și de exploatare. Sînt analizate într-un ansamblu unitar, posibilitățile și condițiile de utilizare cît mai eficientă a materialului metalic pentru realizarea formei tehnologice și funcționale a produsului.

Desigur, acest ansamblu de date și cunoștințe poate conduce la necesitatea unei colaborări între „proiectantul" produsului, „proiectantul" tehnologic de prelucrare și „proiectantul" materialului metalic, implicînd în același timp interferențe de preocupări ale specialiștilor, ingineri, mecanici, tehnologi și metalurgi în domeniile menționate. Avînd în vedere perspectiva pe care o deschide abordarea în acest mod a problemei, vom prezenta exemple semnificative privind realizarea de economii de metal prin aplicarea tratamentelor termice.

Reducerea consumului de metal prin evitarea pierderilor în procesul tehnologic de tratament termic este direct legată de utilizarea mediilor cu acțiune controlată (atmosfere de protecție, topituri de săruri, de aliaje metalice sau de zguri sintetice, pat fluidizat, vid).

În acest domeniu, în țara noastră s-au obținut rezultate remarcabile atît în industria siderurgică cît și în construcția de mașini și utilaje. Evaluări globale indică pierderi prin oxidare și decarburare între 1% și 4% din greutatea produselor tratate termic (recoapte, normalizate, călite) fără protecții. În întreprinderi cu program de fabricație de circa 10.000 t/an produse tratate termic, economiile de metal sînt de ordinul a 100—400 t/an —, valori care justifică atît preocupările pentru cercetări științifice și tehnologice cît și investițiile pentru dotarea atelierelor de tratament termic cu generatoare de atmosferă controlată și cu cuptoare pentru tratamente termice în asemenea atmosfere.

Preocupările cercetătorilor și proiectanților din țara noastră, s-au concretizat în asimilarea unor generatoare de atmosferă contro-

lată de tip endo și exotermă care au intrat în fabricație curentă, sau au fost realizate prin autodotări în întreprinderi.

O altă posibilitate de economisire a metalului o constituie diminuarea deformațiilor de tratament termic pînă la valori la care nu mai este necesară prelucrarea mecanică (rectificarea) pentru înlăturarea adaosurilor de material prevăzute tocmai ca urmare a inevitabilității deformării. Această diminuare a deformațiilor conduce la economisirea atît a metalului adaosului de prelucrare cît și a metalului sculei așchietoare, dat fiind că în multe cazuri prelucrarea finală se face prin strunjire, broșare, găurire etc. cu scule din oțel.

De exemplu, prin aplicarea călirii izoterme și în trepte a unor piese cum sînt roțile dințate, șinele de cale ferată, etc. se pot realiza economii de metal de 1—2%.

În unele cazuri călirea în trepte sau izotermă se impune prin faptul că operații de rectificare nu sînt posibile.

Modificarea procedeelor tehnologice de prelucrare pentru realizarea formei tehnologice sau a formei funcționale poate conduce la o reducere a consumului de metal pe trei căi și anume:

— prin micșorarea pierderilor de metal ca urmare a reducerii adaosurilor de prelucrare și a celorlalte „căderi" cum sînt șutajele, bavurile ș.a.;

— prin înlocuirea materialului metalic cu unul avînd un conținut mai mic de elemente scumpe și deficitare și o mai bună prelucrabilitate prin așchiere sau prin deformare plastică la cald sau la rece;

— prin reducerea consumului de scule așchietoare.

O primă grupă de exemple o constituie trecerea de la piese forjate sau prelucrate din laminate la piese turnate din oțel sau din fontă. Astfel, o rolă cu diametru de 1200 mm și înălțimea de 800 mm realizată prin forjare din OLC 25 necesitînd prelucrări prin așchiere pe fețe și pe suprafața laterală se obținea dintr-o cantitate de 13.000 kg de oțel lichid; turnată din oțel OT 30 cu adaos de sulf pentru ușurarea prelucrării prin așchiere, consumul de metal a scăzut la 10.500 kg de oțel lichid, caracteristicile mecanice fiind asigurate prin aplicarea unei normalizări urmată de recoacere subcritică.

Trecerea de la realizarea pieselor de dimensiuni cu solicitări medii prin forjare la realizarea lor prin turnare eventual din oțeluri cu prelucrabilitate prin așchiere ameliorată ca urmare a adaosurilor de sulf creează posibilități încă nevalorificate.

Aplicarea tratamentelor termice permite asigurarea caracteristicilor mecanice prescrise chiar în cazul adăugării de sulf pentru ușurarea prelucrării prin așchiere. Tratamentul termic aplicat în acest scop îl înlocuiește de fapt pe cel care trebuie aplicat pentru înlăturarea efectului supraîncălzirii prin forjare.

Pentru piese de dimensiuni mici și mijlocii, sînt create posibilități foarte mari prin trecerea de la forjare la turnare din oțel sau din fontă. Vom ilustra aceste posibilități prin compararea caracteristicilor fontelor nodulare cu ale oțelurilor forjate.

Masa de bază obținută prin turnare este similară ca natură și proporție a constituenților (ferită, perlită, martensită, bainită, sorbită) cu cea a oțelului. Prezența grafitului nodular diminuează valorile caracteristicilor de exploatare în mai mică măsură decît prezența grafitului lamelar. În compensare, în comparație cu oțelul, grafitul contribuie la creșterea rezistenței la uzură precum și la ameliorarea prelucrabilității prin așchiere, atît în ce privește calitatea suprafeței prelucrate cît și durabilitatea sculelor.

În tabelul 1 sînt prezentate valori ale caracteristicilor mecanice realizate prin tratamente termice aplicate pieselor turnate din fontă nodulară. Fontele maleabile pot fi aduse, prin tratamente termice aplicate după maleabilizare, la valori ridicate ale unor caracteristici mecanice.

Tabelul 1

Influența tratamentelor termice asupra caracteristicilor mecanice ale fontelor nodulare perlito-feritice

Tratament termic	Caracteristici mecanice			
	σ_r daN/mm²	δ %	HB	σ^{-1} daN/mm²
Structură inițială de turnare (ferito-perlitică)	65—70	1,5—2,0	269—285	23—24
Recoacere (pentru masă de bază feritică)	48—52	20—14	170—187	15—20
Normalizare	70—80	1—1,5	241—255	26,5
Călire izotermă completă	81—100	2—3	300—500	—
Călire izotermă incompletă	78—81	5—7	241—269	33—34

Pentru piese estimate să lucreze în condiții severe de rezistență la uzură, aplicarea tratamentelor termice și termochimice superficiale permite creșterea nivelului caracteristicilor de exploatare. Interpretînd aceste rezultate se poate desprinde concluzia că fontele maleabile ca și fontele nodulare tratate termic și termochimic pot înlocui oțelul forjat sau turnat pentru realizarea (cu consum mai mic de metal) de piese de dimensiuni mici și

mijlocii cu caracteristici satisfăcătoare la șoc (leviere, suporți), la presiune (piese pentru compresoare și pompe), la uzură (came, axe cu came), rigiditate (arbori cotiți).

Realizări semnificative s-au obținut prin eforturile cercetătorilor din țara noastră. Astfel, au fost asimilate tratamente termochimice (carbonitrurări la temperaturi joase) prin care este posibilă înlocuirea alamelor cu fonta nodulară pentru inele sincron. Prin tratamente termochimice similare se pot înlocui bucșele din alamă cu bucșe din oțel nealiat pentru ochiurile de arc de la autocamioane. În același sens pot fi menționate bolțurile pentru capacele de la cargouri la care s-a aplicat un tratament de sulfizare.

Creșterea durabilității în funcționare în condiții corespunzătoare de siguranță precum și creșterea valorilor caracteristicilor mecanice, sînt căi prin care tratamentele termice conduc la economii importante de metal.

Ridicarea valorilor caracteristicilor de exploatare prin aplicarea tratamentelor termice conduce la realizarea de economii de metal pe două căi principale și anume prin **micșorarea greutății** (secțiunii) elementelor de construcții metalice (pieselor, organelor de mașini sau sculelor) și prin **creșterea durabilității** sculelor și pieselor sau organelor de mașini care sînt scoase din uz ca urmare a uzurii sau oboselii.

În domeniul construcțiilor metalice creșterea valorii limitei de curgere și a rezilienței la temperatură prin aplicarea tratamentelor termice conduce direct la economii de metal proporționale aproximativ cu creșterile realizate. Tocmai efectul direct, pe care tratamentul termic îl are în realizarea economiei de metal, explică preocupările și realizările recente care au condus la asimilarea de noi mărci de oțeluri cu valori tot mai ridicate ale limitei de curgere.

Trebuie remarcat faptul că efectul alierii asupra valorilor limitei de curgere este condiționat tocmai prin intermediul tratamentului termic aplicat. În această ordine de idei este de remarcat preocuparea și unele rezultate deosebit de promițătoare obținute prin aplicarea tratamentului termic direct de la laminoare atît în varianta „laminare controlată" cît și în diferite variante de tratament termomecanic. De exemplu, prin răcirea dirijată a benzilor laminate la cald din oțeluri carbon și aliate se pot obține valori ale caracteristicilor mecanice similare celor obținute prin tratamente termice (normalizare, călire) aplicate ulterior răcirii necontrolate.

Prin aplicarea tratamentelor termice se realizează creșteri sensibile ale durabilității în exploatare a pieselor și sculelor supuse la solicitări specifice de uzură, oboseală și șoc.

Economia de metal se realizează direct prin reducerea consumului de metal la fabricarea unor piese cu un anumit nivel al tensiunilor rezultante și la fabricarea unor scule pentru prelucrare la cald și la rece prin deformare, tăiere sau așchiere.

Roțile dințate, piese componente ale unor sisteme pentru transmiterea de mișcare și de forță, reprezintă o grupă de produse la care prin aplicarea tratamentelor termice se pot realiza economii atît prin reducerea greutății cît și prin creșterea durabilității. Considerînd un indice, pentru comparație, ce reprezintă forța portantă și este definit ca raportul dintre valoarea maximă a tensiunii tangențiale și valoarea produsului dintre diametrul (secțiunea) și înălțimea roții conform formulei :

$$i = \frac{\sigma c}{S \cdot h} \qquad (1)$$

rezultă că cu cît va fi mai mic produsul Sh la aceeași valoare σc a solicitării, sau cu cît va fi mai mare σc la aceeași valoare a produsului Sh, forța portantă va fi mai mare, iar greutatea roții va fi mai mică. De exemplu, folosind un oțel de tip 40 C 10 netratat indicele i este de ordinul 0,1 ; prin călire superficială crește la $0{,}4 \div 0{,}5$, iar prin tratamente termochimice ajunge la 0,6 . . . 1,2.

În mod corespunzător se reduce greutatea netă a roții dințate și în mod suplimentar se reduce cantitatea de metal înlăturat prin prelucrare și respectiv consumul de scule așchietoare. Creșterea durabilității sculelor așchietoare conduce la economie de metal prin micșorarea consumului de scule așchietoare pe unitatea de greutate de metal așchiat.

Contribuția tratamentului termic se realizează atît prin creșterea caracteristicilor de exploatare ale sculei cît și prin îmbunătățirea prelucrabilității prin așchiere a materialului metalic ce se prelucrează pentru obținerea formei funcționale a produsului finit din semifabricatul cu forma tehnologică obținută prin turnare sau prelucrare plastică. Astfel, prin modificarea parametrilor tehnologiei de călire și prin continuarea unei reveniri cu un tratament termochimic, durabilitatea sculelor așchietoare din oțel R P 3 se mărește cu 50—150%.

În acest sens s-au experimentat și aplicat tratamente termochimice de durificare superficială cum ar fi : nitroferoxarea, carbonitrurarea, sulfizarea sculelor așchietoare din oțel rapid obținîndu-se creșteri spectaculoase ale durabilității de pînă la 400%.

Aceleași tipuri de tratamente de îmbunătățire a calității superficiale s-au aplicat cu rezultate foarte bune la matrițele pentru extruziunea aluminiului și la matrițele de turnare sub presiune a materialelor nefercase.

CZ : 621.78

Obținerea straturilor superficiale extradure prin borizarea în băi de sticlă

Ing. Ion **SPĂTARU** — „INOX" — București
Prof. dr. ing. Constantin **WANYOREK** — Universitatea din Brașov

În industrie se realizează în mod curent tratamente termochimice de carburare, nitrurare, nitrocarburare, carbonitrurare, etc., prin care piesele din oțel devin la suprafață mai rezistente la uzură. Durităților superficiale obținute prin aceste procedee nu depășesc 1.100 HV 10. Această limită a devenit nesatisfăcătoare în multe cazuri. Borizarea oferă posibilitatea obținerii unor durități superficiale de peste 2.500 HV 10 pe o gamă foarte largă de aliaje ale fierului. Prin borizare crește mult nu numai rezistența la uzură a acestor aliaje, ci și rezistențele la coroziune și la temperaturi înalte, ceea ce impune o reconsiderare a posibilităților pe care oțelurile le oferă pentru utilizarea lor în construcția de mașini, datorită aplicării procedeului de borizare. Borizarea se poate face în mediu gazos, lichid sau solid.

Borizarea în medii gazoase necesită folosirea unor gaze extrem de toxice, motiv pentru care încercările de a introduce procedeul în producție, nu au depășit stadiul de stații pilot, respectiv a unei instalații semiindustriale (U.R.S.S.).

Borizarea în medii lichide sau solide este mult mai puțin periculoasă și a dat rezultate practice acceptabile. În privința alternativei borizării în mediu lichid respectiv solid, părerile sînt contradictorii. Matuschka [1], Fichtl [2] și alții acordă prioritate borizării în mediu solid; Minkevici [3], Liliental [4] și alții optează pentru borizarea în mediu lichid. Dacă se are în vedere că elementul activ, esențial în procesul de borizare este carbura de bor (material deficitar și scump) proporția în care este cuprins în amestecul de borizare determină în mare măsură economicitatea procedeului. Întrucît la borizarea în mediu solid conținutul de carbură de bor este cuprins între 50 și 84%, iar la borizarea în mediu lichid între 10 și 40% se pare că ultimul procedeu este de preferat, cu toate că și acesta are inconvenientele sale.

Borizarea în mediu lichid se efectuează în băi de borax și carbură de bor sau în băi preparate din diferite cloruri și carbură de bor, în proporții variabile. S-au făcut și încercări de tratare electrolitică a pieselor în băi de borax. Principalul neajuns rezultat la aplicarea acestor tehnologii constă în ieșirea rapidă din uz a creuzetelor, în vîscozitatea ridicată a băilor, cît și în necesitatea curățirii pieselor de stratul de sare aderent.

Prin aplicarea tehnologiei elaborate la „INOX" București și anume borizarea în mediu de sticlă (baia S1) se obține atît suprimarea oxidării și a corodării creuzetului (ceea ce duce la creșterea aproape nelimitată a duratei de exploatare a acestuia), cît și la micșorarea vîscozității băii și la eliminarea practic totală a operațiilor suplimentare de îndepărtare a stratului de sticlă aderent pe piesele tratate.

Baia de sticlă „S1" utilizată pentru borizare este alcătuită dintr-un amestec de silice, silicați alcalini, carbonați și de activatori conținînd bor. Încercările de borizare în baia de sticlă s-au efectuat asupra unor eșantioane de ∅ 20 x 25 mm din oțel OLC 15, cît și asupra unor eșantioane din oțel de scule OSC 8, cu scopul de a se studia influența carbonului, precum și asupra unor eșantioane din oțel de scule aliat C 120, pentru a se elucida influența cromului.

Introducînd eșantioane din oțel OLC 15 într-o baie de sticlă la temperatura de 900 °C și menținîndu-le în baie timp de două ore, s-au obținut grosimi de strat între 120—150 μmm. Duritatea stratului a variat între 1.667 și 2.000 HV 40.

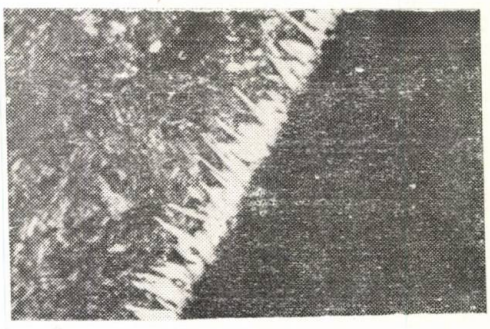


Fig. 1. OLC 15 borizat în baia de sticlă „S1"
100 : 1 atac : nital
Temperatura de borizare 900° C
Timp de menținere două ore
Duritatea HV = 2.000 HV 40

După cum se vede din figura 1, stratul dur obținut, alcătuit din cristale de borură de fier (Fe_2B), este compact și are un caracter dințat

pronunțat foarte eficace pentru aderența pe substrat. Stratul este de tip închis, adică lipsit la suprafață de spații goale între dinți, în care să pătrundă matricea substratului.

La răcire, stratul de sticlă aderent pe piesă se desprinde spontan la trecerea prin punctul de întărire a sticlei la temperatura de 400—350 °C, datorită diferenței între coeficientul de contracție al sticlei și cel al oțelului. Aspectul pieselor după tratare este curat, plăcut. Baia de compoziție „S1" este eficace și în cazul oțelurilor cu conținut ridicat de carbon.

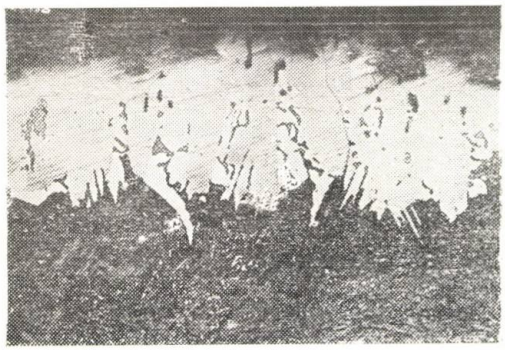


Fig. 2. OSC 8 borizat în baia de sticlă „S1"
250 : 1 atac : nital
Temperatura de borizare 900° C
Timp de menținere două ore
Duritatea HV = 2.443 HV 40

Microstructura din figura 2 reprezintă un oțel OSC 8, borizat la temperatura de 900 °C în baia de sticlă „S1" timp de două ore. Se observă caracterul dințat al stratului care conține, de data aceasta, pe lîngă ace de Fe_2B și ace de FeB de culoare mai închisă. Procentul ridicat de carbon nu influențează nefavorabil desfășurarea procesului. După două ore de menținere în baia „S1" grosimea stratului atinge 90—100 μ mm, microduritatea variind de la 260 HV 40 în centrul epruvetei către 917, 1.125, 1.667, 2.000, 2.204 și 2.443 HV 40 la suprafață. Această duritate deosebit de înaltă este foarte utilă pentru mărirea rezistenței la abraziune, paralel cu mărirea rezistenței la coroziune, cît și a rezistenței la temperaturi ridicate. Stratul obținut pe oțeluri avînd un conținut ridicat de carbon (de tipul oțelului OSC 8), este mai compact decît cel obținut pe oțeluri avînd un conținut redus de carbon (de tipul OLC 15), păstrîndu-și caracterul pronunțat dințat. Ancorarea danturii de borură în masa metalică de bază prin dințare, mărește aderența stratului, ceea ce conduce la prevenirea exfolierii stratului, fenomen întîlnit la alte procedee de tratament termochimic.

Și oțelul aliat C 120 se pretează la borizarea în băi „S1" cu toată influența nefavorabilă a cromului. Eșantioane de oțel cu un conținut de 2% C și 12% Cr, borizate două ore în baia „S1" la temperatura de 900 °C, au prezentat un strat de 60—70 μ mm, grosime avînd o duritate de 2.408—2.504 HV 40 în timp ce matricea metalică avea 1.119 HV 40 (fig. 3).

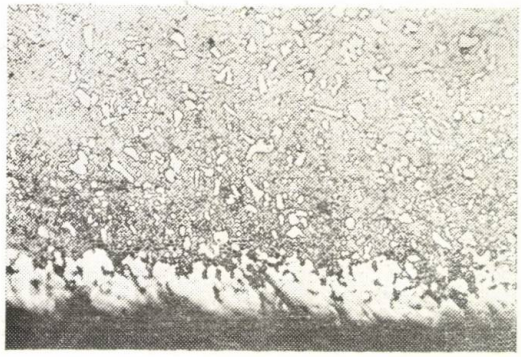


Fig. 3. C 120 borizat în baia de sticlă „S1"
250 : 1 atac : nital
Temperatura de borizare 900° C
Timp de menținere două ore
Duritatea HV = 2.504 HV 40

Microstructura din figura 3 ne arată că stratul de borură pe oțel aliat de scule C 120 este de tip deschis, caracterul dințat caracteristic pentru straturile borizate obținute pe oțelurile carbon fiind mai puțin pregnant. S-ar putea ca mărind durata de tratament, caracterul deschis al stratului să dispară, sau ca prin mărirea conținutului de activatori din baie calitățile stratului să se îmbunătățească.

Borizarea unor roți dințate executate din oțel OLC 45 intrînd în componența mașinilor de degroșat de tip A.S. a dus la o prelungire însemnată de trei pînă la patru ori a duratei de funcționare a acestor roți, față de rezultatele obținute prin carburarea roților dințate confecționate din oțelul 13 CN 35.

Duritatea superficială foarte mare obținută prin borizare, o recomandă ca pe un procedeu de viitor pentru mărirea performanțelor mașinilor, respectiv a acelor organe de mașini care sînt solicitate la uzură prin abraziune sau la coroziune, existînd și posibilitatea de a se înlocui eventual oțeluri aliate, prin oțeluri nealiate, mai puțin pretențioase la elaborare și mai ieftine, rezultatele fiind cel puțin la fel de bune.

BIBLIOGRAFIE

[1] *von Matuschka, A. G.:* Borizarea, Delta Verlag, München, ian. 1975.

[2] *Fichtl, W., Gefrath:* Borieren, ein Verfahren zur Erzeugung extrem harter Oberflächen — In: „Industrie Anzeiger", nr. 88, 1973.

[3] *Minkevici, A. N.:* Tratamentele termochimice ale metalelor și aliajelor, Ed. Tehnică, București, 1968.

[4] *Liliental, W.:* Niektore wlasnoci warstw borowanych dyfuzyjnie na stali 45 — In: „Metaloznawstwo i obrobka cieplna", nr. 1, 1973.

CZ : 621.78

Considerații privind mărirea durabilității sculelor de prelucrare la cald, prin aplicarea durificării superficiale în băi de săruri

Ing. Andrei **RADU**, Horia **CRIȘAN**, Gabriela **IONESCU**, Leontin **DRUGĂ** – ICPTSC — București
Ovidiu **PĂRĂU** — Intr. P.A. Sibiu
Gelu **MANIU** — METROM Brașov

Unele procedee de prelucrare a aliajelor neferoase necesită utilizarea de SDV-uri de complexitate ridicată din oțeluri de scule pentru lucru la cald. Din cauza costului ridicat al oțelurilor de scule, ponderea costului SDV-urilor în prețul de cost al produsului realizat capătă o importanță deosebită. Din aceste motive se impune o studiere aprofundată a posibilităților de mărire a durabilității în exploatarea SDV-urilor, atît prin modificarea formei sau alegerea materialelor celor mai potrivite, cît și prin optimizarea parametrilor tehnologici. Dintre acești parametri o importanță deosebită o are coeficientul de frecare.

Micșorarea coeficientului de frecare conduce la o serie de îmbunătățiri în funcționarea SDV-urilor, între care prelungirea duratei de funcționare ocupă un rol principal. Sculele pentru lucru la cald se fabrică din oțeluri care trebuie să prezinte o serie de proprietăți constante la temperatura de lucru (în general ridicată), permițînd sculelor o exploatare de lungă durată, și anume :

— stabilitate dimensională la temperatură ridicată ;
— uzură redusă ;
— rezistență mecanică ridicată.

În general, oțelurile pentru lucru la cald sînt mediu aliate, cu conținut de carbon cuprins între 0,3 . . . 0,4%. În tabelul 1 sînt prezentate cîteva dintre oțelurile mai des utilizate. Tratamentul termic clasic aplicat acestor oțeluri este îmbunătățirea (încălzire în domeniul de austenitizare al oțelului respectiv, urmată de o răcire rapidă, apoi de reveniri repetate pentru stabilizare). În tabelul 2 sînt prezentate pentru cele cîteva oțeluri de mai sus tratamentele termice adecvate.

Tabelul 1

Nr. crt.	Marca oțelului din Werkstoff Simbol	Compoziția chimică %						
		C	Si	Mn	Cr	Mo	V	W
1	2344 x CrMoV 51	0,38	1,1	0,4	5,5	1,5	1,0	—
2	2365 x CrMoV 33	0,30	0,4	0,4	3,0	2,8	0,5	—
3	2581 x 50 WCrV 93 (VCW 85)	0,30	0,20	0,3	2,5	—	0,35	9
4	2606 x 37CrMoW 51	0,35	1,0	0,3	5,0	1,5	0,3	1,5

Tabelul 2

Nr. crt	Marca oțelului	Parametrii de tratament termic				Mediu răcire	Duritate HRC
		Călire		Revenire			
		t °C	Mediu răcire	t °C	durata minimă, ore		
1	W 2344	980 . . . 1030	ulei aer	500 . . . 600	2	aer	53 . . . 49,5
2	W 2365	1000 . . . 1060	ulei	550 . . . 600	2	aer	48,5 . . . 47
3	W 2581	1100 . . . 1180	ulei	500 . . . 600	2	aer ulei	50 . . . 47
4	W 2606	980 . . . 1050	ulei aer	550 . . . 600	2	aer	52 . . . 47

Pe scară din ce în ce mai largă, în afara tratamentului clasic la sculele de lucru la cald se aplică și un tratament superficial care aduce o serie de îmbunătățiri în comportarea în exploatare a acestor scule. Aceste îmbunătățiri constau, în special, în reducerea uzării sculelor în lucru, înlăturarea practică a gripării, micșorarea pericolului de fisurare la cald, reducerea aderării materialului prelucrat de sculă (în special la turnarea sub presiune), etc. Prin aceste tratamente se realizează îmbogățirea superficială a sculelor cu azot sau cu azot și carbon. În general, tratamentele aplicate sînt nitrurări sau carbonitrurări.

Articolul prezintă cîteva date relativ la comportarea oțelurilor carbonitrurate în băi de săruri pe bază de cianat de sodiu obținut din uree tehnică și carbonat de sodiu, precum și la comportarea în exploatare a cîtorva categorii de scule de lucru la cald astfel tratate. Au fost studiate diverse variante de durificare superficială în băi de săruri de diferite compoziții la temperaturi de 550 ... 570°C cu durate de menținere de 1 ... 4 ore. Încercările de laborator au fost verificate prin control microstructural, de duritate, de microduritate în strat, de rezistență la uzare și la gripaj.

Încercările industriale au fost efectuate pe repere din producția de scule de lucru la cald ale Întreprinderii de prelucrare a aluminiului Slatina (matrițe de extruziune a aliajelor de aluminiu), METROM Brașov (matrițe de extruziune, matrițe de forjare, subansamble de turnare sub presiune) și Întreprinderii de piese auto Sibiu (subansamble de turnare sub presiune). Variantele de tratament termochimic optime au fost alese prin eliminarea celor care au condus la rezultate nesatisfăcătoare la probele de laborator, chiar la un singur tip de determinare. Tratarea sculelor s-a efectuat numai în variantele considerate optime.

Încercări efectuate

În tabelul 3 se prezintă variantele optime de tratament termochimic pentru diversele grupe de scule din oțelurile specifice.

În urma încercărilor efectuate, suprafețele sculelor (și epruvetelor) tratate au atins valori de duritate 52,5 ... 68 HRC (echivalată, sarcina de penetrare 0,480 daN) în funcție de oțel, independent de duritatea miezului, care a rămas neschimbată. Microdurităților măsurate în secțiunea stratului au atins valori de ordinul 1066 ... 1152 HV 40. Porozitatea stratului în variantele optime de tratament a fost scăzută, ca urmare atît a duratei reduse a tratamentului, cît și a procentului relativ scăzut de Na_2CO_3 în baia de săruri.

În figurile 1 ... 4 sînt prezentate cîteva microfotografii ale straturilor marginale ale unor epruvete din oțelurile tratate.

Fig. 1. Oțel VCW 85 durificat superficial în baie de săruri. Atac nital 2%. 400 : 1.

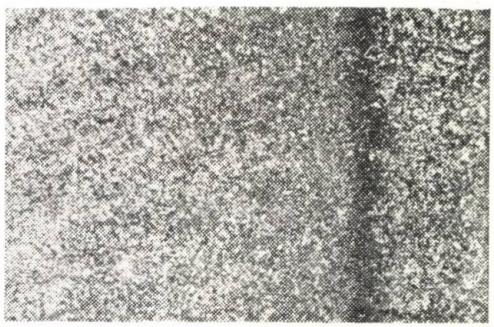


Fig. 2. Oțel W 2344 durificat superficial în baie de săruri. Atac nital 2%. 400 : 1.

Tabelul 3

Nr. crt.	Tipul sculei	Material	Parametrii de tratament termochimic		Compoziția chimică %		
			temperatură °C	durata ore	NaCNO	NaCN	Na_2CO_3
1	Matriță pentru extruz. Al	W 2606	570	2	66	12	22
2	Matriță pentru forjare	VCW 85	570	2	60	10	30
3	Matriță pentru extruz. aliaje de cupru	W 2344	570	2	60	10	30
4	Subansamble pentru TSP	W 2365	570	2,5	58	13	29
5	Idem	VCW 85	570	1	55	15	30

Fig. 3. Oțel W 2365 durificat superficial în baie de săruri. Atac nital 2%. 400 : 1.

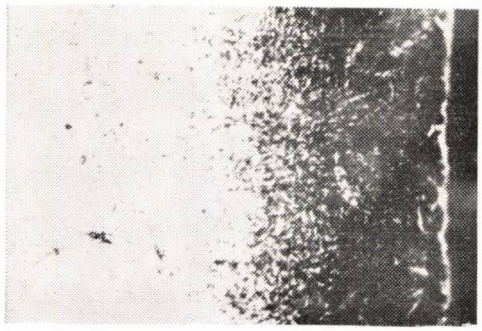


Fig. 4. Oțel W 2606 durificat superficial în baie de săruri. Atac nital 2%. 500 : 1.

Între diferitele variante de tratament termochimic au fost făcute departajări și din punct de vedere al comportării la uzură și rezistență la gripaj. Încercările au fost făcute în sistemul de frecare rolă-sabot utilizînd lubrifianți specifici.

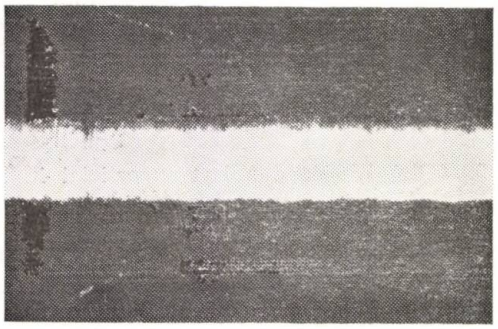


Fig. 5. Oțel VCW 85 durificat în varianta optimă. Amprentă de uzură și gripaj. Neatacat. 10 : 1.

În figura 5 este prezentată fotografia amprentei de gripaj pentru oțelul VCW 85 durificat în varianta optimă iar în figura 6 pentru același oțel nedurificat. Sarcina maximă de gripaj a variat între 41 ... 50 daN în funcție de oțelul studiat.

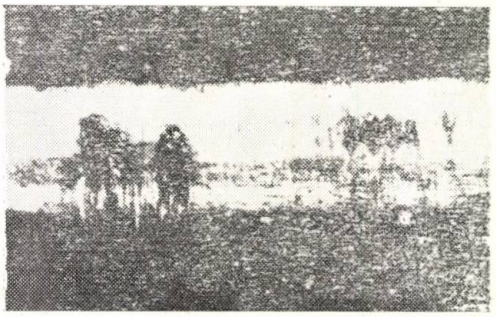


Fig. 6. Oțel VCW 85 nedurificat. Amprentă de uzură și gripaj. Neatacat. 10 : 1.

Rezultate în exploatare

Rezultatele obținute în condiții industriale de exploatare a acestor matrițe la Întreprinderea de prelucrarea aluminiului Slatina sînt prezentate mai jos.

— materialul extrudat : Al ; Al Mg Si 0,5 ; Al Mg 5 și altele ;

— creșterea vitezei de extruziune : 20 ... 25% ;

— reducerea întreruperilor necesare pentru curățirea matrițelor : de la 10 ... 15 lingouri, la 300 ... 350 lingouri extrudate ;

— scăderea valorii materialului de scule (matrițe) pe tona de produse, de la 355 lei/t la 240 lei/t ;

— economii de energie electrică datorite reducerii forței de presare și reducerii perioadelor de întrerupere : 3,5 milioane lei/an ;

— micșorarea rugozității extrudatelor, deci îmbunătățirea aspectului.

La Întreprinderea de piese auto Sibiu, în urma aplicării procedeului de durificare în băi de săruri la subansamble T S P pentru carcasa frînelor auto (materialul turnat — ATP Mg 12 Si Fe) s-au obținut următoarele creșteri ale productivității :

— la carcasa DB 1106 și carcasa 2 R 5 A 60616 — de la 50 la 200 buc. produse turnate/schimb — (creștere de 4 ori) ;

— la carcasa AE 4109, AE 4110, AB 9750 și carcasa arcului DR 4305 — de la 120 ... 150 la 400 ... 450 buc/schimb (creștere de 3,2 ori) ;

— la carcasa 2 E 5 A 60301 — de la 120 la 450 buc/schimb (creștere de 3,7 ori). S-au obținut în unele cazuri creșteri de pînă la 600 bucăți/schimb. Un alt avantaj constă în aspectul mult mai bun al suprafeței.

La Întreprinderea METROM Brașov s-au obținut următoarele rezultate : tabelele 4, 5, 6.

Tabelul 4

Nr. crt.	Profilul extrudat	Materialul extrudat	Cantitate extrudată, kg		
			înainte	după durificare	creștere
1	∅ 10	Cu	10.000	25.000	2,5
2	∅ 12	Cu	10.000	23.000	2,3
3	HEX 12	Am 58	10.000	22.000	2,2
4	∅ 15	Am 58	12.000	23.000	1,9
5	∅ 10	Am 58	10.000	21.000	2,1
6	∅ 12	Am 63	9.000	20.000	2,2
7	∅ 12	Am 70	9.000	19.000	2,1

Matrițe de forjă

Tabelul 5

Nr. crt.	Reper	Matriță	Material forjat	Cantitate forjată, kg		
				înainte	după durificare	creștere
1	2	3	4	5	6	7
1	MI. 031 semiaxă	superioară	OLC 45	7.700	15.935	2,1
2	Idem	inferioară	OLC 45	7.700	14.600	1,9
3	MI. 026 semiaxă	superioară	OLC 45	7.700	13.600	1,8
4	Idem	inferioară	OLC 45	7.700	13.700	1,8
5	MO 96 camă	superioară	13 CN 30	2.350	5.200	2,2
6	MO 37 pinion	superioară	13 CN 30	3.520	6.400	1,8
7	MO 38 pinion	superioară	13 CN 30	3.650	5.610	1,5
8	MO 39 pinion	superioară	13 CN 30	3.740	7.150	1,9
9	MO 40 pinion	superioară	13 CN 30	3.850	7.350	1,9

Subansamble pentru T S P

Tabelul 6

Nr. crt.	Reper	Material turnat	Cantitate turnată, kg		
			înainte	după durificare	creștere
1	2	3	4	5	6
1	17 Bucșă	ATP Si 12 MgFe	14.500	29.500	2,0
2	12 Bucșă	ATP Si 12 MgFe	18.000	29.000	1,5
3	13 Bucșă	ATP Si 12 MgFe	18.000	30.000	1,6
4	21 Bucșă	ATP Si 12 MgFe	18.000	28.500	1,5
5	26 Bucșă	ATP Si 12 MgFe	18.000	29.000	1,5

Concluzii

Tratamentul de durificare superficială în băi de săruri, aplicat în diverse variante, la diferite tipuri de scule pentru lucru la cald, duce la mărirea durabilității în exploatare a acestora de la 1,5 la 4 ori, ceea ce conduce la economii importante de oțeluri de scule.

Ca efecte secundare, prin aplicarea acestor tratamente se obțin economii de energie, îmbunătățirea calității suprafețelor produselor, se evită suprasolicitarea sculăriilor, etc.

Investiția necesară pentru aplicarea tratamentului, în cazul în care nu există utilaje specifice — cuptoare — băi de săruri de temperaturi joase — este redusă, utilajele putîndu-se realiza prin autodotare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Mantea, St., Dulămiță, T.* — Teoria și practica tratamentelor termice, București, Ed. Tehnică, 1967.

[2] * * *: I.C.P.T.S.C. — Îmbunătățirea durabilității matrițelor pentru lucru la cald, simbol 51 — 1976.

[3] *Mc. Broom, N. A.* — The nitriding of hot steels în „Iron and steel" — S. I., 1970.

[4] *Iurghenson, A. A.* — Puti sokrașcenia prodoljitelnosti azotinovania, Moskva, 1975.

[5] * * *: I.C.P.T.S.C. — Nitrurarea segmenților de matrițe pentru anvelope auto — simbol 629, 1975.

[6] *Lahtin, Iu. M., Kogan, D. Ia.* — Azotirovanie stali, Mașinostroenie, 1976.

CZ : 669.14.018.252.3 : 621.785.5

Influența compoziției chimice a oțelurilor rapide asupra procesului de difuziune la tratamentele termochimice

Ing. Ioan **GIACOMELLI**, ing. Florin **STOENESCU**, ing. Ovidiu **RUSU** – Universitatea din Brașov

Capătă tot mai mare răspîndire procedeele de tratament termochimic în vederea măririi durabilității sculelor din oțel rapid. De asemenea, gama de oțeluri supuse acestor tratamente se îmbogățește permanent. În acest sens se constată tendința de micșorare a conținutului în wolfram, ca fiind un element deficitar, mărindu-se în schimb conținutul în alte elemente, ca de exemplu molibden.

Tabelul 1

Nr. crt.	Simbolul probei	Compoziția chimică, în %									
		C	Mn	Si	S	Cr	W	Mo	V	Co	Se
1	0	1,0	0,3	0,27	0,01	3,8	1,7	8,7	1,9	—	—
2	1	0,8	0,3	0,29	0,01	4,1	6,6	4,9	0,87	4,9	—
3	2	1,5	0,3	0,27	0,01	3,7	1,6	8,9	1,08	8,2	—
4	3	0,8	0,33	0,30	0,01	4,05	6,2	4,8	1,8	—	—
5	4	1,0	0,28	0,28	0,01	4,1	6,3	4,9	1,8	—	—
6	5	1,03	0,3	0,3	0,04	4,0	6,4	4,8	1,88	—	0,07
7	6	1,05	0,4	0,4	0,07	4,0	6,2	4,9	1,9	—	—
8	8	1,05	0,3	0,3	0,02	4,7	8,2	2,0	2,0	—	—
9	9	0,75	0,3	0,3	0,04	4,0	18,0	0,4	1,2	—	—

Încercări experimentale

Încercările s-au efectuat asupra unor epruvete din 9 mărci de oțeluri rapide, a căror compoziție chimică este indicată în tabelul 1. Epruvetele folosite au forma unor plăcuțe cu grosimea de 3 mm debitate din bară. În vederea determinării comportării la tratamentele termochimice, epruvetele au fost supuse la un tratament termic constînd dintr-o călire, urmată de două reveniri consecutive de cîte o oră fiecare, regimurile termice și duritatea realizată fiind redate în tabelul 2.

Tabelul 2

Simbolul probei	Tratamentul termic			Duritatea (HV (30)
	Temperatura de austenitizare °C	Temperatura treptei, °C	Temperatura de revenire (2 reveniri) °C	
0	1220	560	560	950
1	1220	„	„	919
2	1180	„	„	905
3	1180	„	„	905
4	1180	„	„	889
5	1180	„	„	872
6	1180	„	„	919
8	1180	„	„	897
9	1260	„	„	869

Epruvetele călite și revenite au fost supuse operației de rectificare, pentru obținerea unor suprafețe metalice netede și curate. În continuare s-a aplicat tratamentul termochimic de sulfocianizare, baia utilizată avînd următoarea compoziție chimică :

— NaCNO — 4,34% ;
— NaCN — 23,2% ;
— Na_2CO_3 — 33,4% ;
— rongalită — 2% (peste 100%).

Instalația utilizată a fost formată dintr-un cuptor-baie de sare, încălzit cu rezistență electrică și un autotransformator pentru menținerea constantă a temperaturii. Probele au fost menținute în baia de cianizare la durate de 0,5 ; 1 ; 1,5 și 2 ore.

Rezultatele obținute

Epruvetele tratate termochimic au fost înglobate în rășină sintetică în vederea pregătirii probelor metalografice, aspectul lor fiind arătat în figura 1.

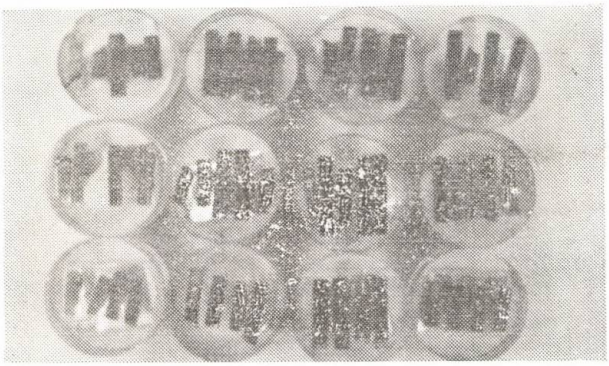


Fig. 1. Probele metalografice utilizate la determinări.

Din analiza la microscop s-a observat structura miezului și anume aceasta este formată din martensită, austenită reziduală și carburi.

Studiul zonelor superficiale pune în evidență existența straturilor de difuziune, de culoare mai închisă (fig. 2 . . . 4). De asemenea, se constată ușor și variația adîncimii stratului de difuziune în funcție de durata de menținere. În structura straturilor superficiale se găsesc la exterior sulfuri și carbonitruri, iar spre interior carbonitruri ale elementelor de aliere, foarte fin dispersate. Uneori se constată la suprafața probelor straturi subțiri de culoare deschisă, reprezentînd concentrări de sulfuri, nitruri și carbonitruri.

Pe probele metalografice pregătite ca mai sus, s-au măsurat microdurităților în miez și strat. S-au obținut în miez durități cuprinse între 855 . . . 1020 HV 10, ceea ce corespunde durităților prescrise pentru oțelurile rapide

Fig. 2. Oțel rapid, proba 3, la 1,5 ore menținere. Atac nital. 1000 : 1.

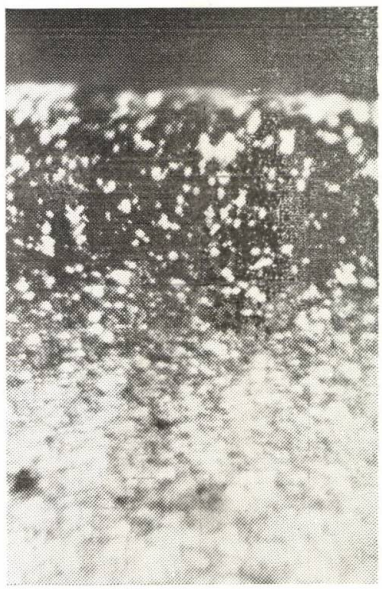


Fig. 3. Oțel rapid, proba 4, la 2 ore menținere. Atac nital. 1000 : 1.

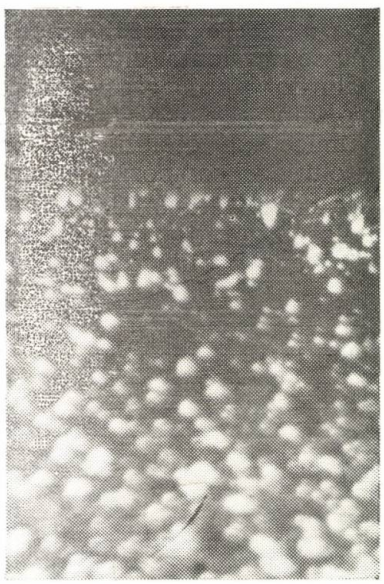


Fig. 4. Oțel rapid, proba 9, la 2 ore menținere. Atac nital. 1000 : 1.

tratate termic. În straturile de difuziune durităților sînt mai mari cu cca. 150 . . . 200 unități, adică durități cuprinse între 1020 . . . 1220 HV 10.

Stratul superficial bogat în sulfuri, nitruri, carbonitruri, conferă materialului un coeficient de frecare la alunecare mai mic și o rezistență la oboseală sporită, prin introducerea în această zonă a tensiunilor de compresiune, efecte care combinate cu duritatea sporită, conduc la creșterea rezistenței la uzură a sculelor.

Grosimea straturilor de difuziune s-a măsurat la microscopul metalografic, folosind o mărire de 1000 : 1. Rezultatele măsurătorilor sînt cuprinse în tabelul 3.

Tabelul 3

Nr. crt.	Simbolul oțelului	Grosimea stratului de difuziune, mm la durate de :			
		0,5 h	1 h	1,5 h	2 h
1	0	0,0221	0,0332	0,0426	0,0505
2	1	0,0189	0,0300	0,0379	0,0474
3	2	0,0158	0,0284	0,0363	0,0395
4	3	0,0142	0,0268	0,0332	0,0379
5	4	0,0189	—	0,0426	0,0458
6	5	0,0158	0,0253	0,0332	0,0379
7	6	0,0205	0,0300	0,0395	0,0442
8	8	0,0189	0,0284	—	0,0426
9	9	0,0142	0,0237	0,0316	0,0363

În general se constată grosimi de strat crescătoare, funcție de durata de menținere.

Studiindu-se influența elementelor de aliere ale oțelurilor rapide, asupra procesului de difuziune, din tabelul 1 — conținînd compozițiile chimice ale oțelurilor — s-au ales grupe de oțeluri cu compoziție asemănătoare, variind doar conținutul unui singur element. Comparîndu-se straturile de difuziune s-au construit diagramele din figurile 5, 6 și 7.

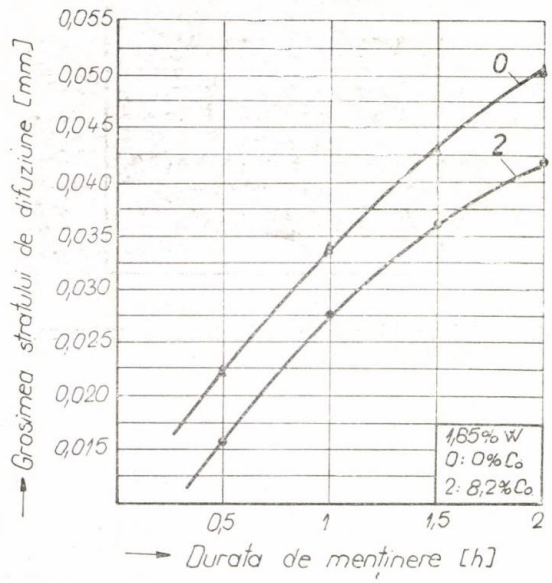


Fig. 5. Influența conținutului de cobalt asupra procesului de difuziune în oțelurile rapide.

Din figura 5 se constată că la creșterea conținutului de cobalt (0 . . . 8,2%), celelalte elemente de aliere menținîndu-se aproximativ

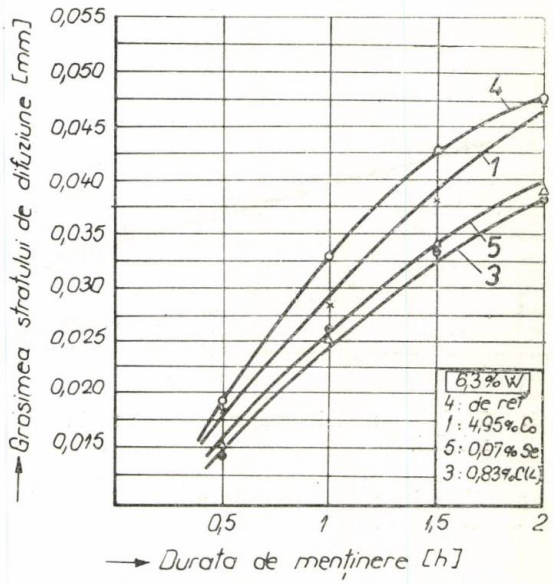


Fig. 6. Influența conținutului de Co, Se, C și conținut constant de W, asupra procesului de difuziune și oțelurile rapide.

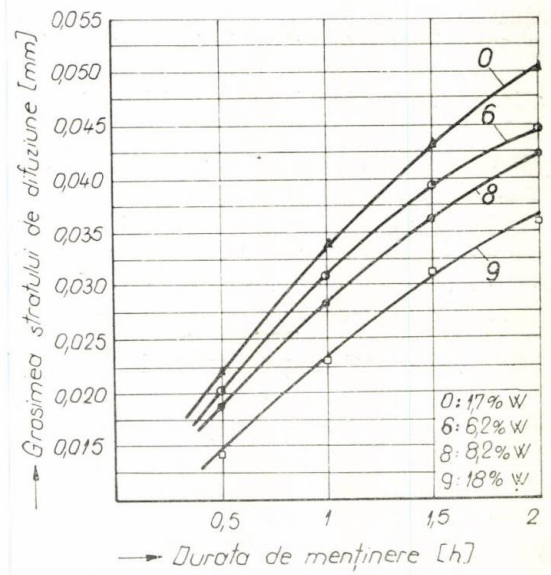


Fig. 7. Influența conținutului de wolfram asupra procesului de difuziune în oțelurile rapide.

la aceeași valoare, procesul de difuziune este încetinit. Astfel, la o durată de menținere de 2 ore pentru oțelul 0 se obține un strat de 0,05 mm față de 0,039 mm la oțelul 2.

Din figura 6 se observă o scădere a vitezei de difuziune dacă oțelurile sînt aliate suplimentar cu cobalt sau seleniu și sulf. Un conținut, chiar redus de seleniu, are o influență relativ mare asupra procesului de difuziune. La oțelul 5 pentru 1,5 ore menținere s-a obținut un strat de 0,033 mm față de 0,043 mm la oțelul 4.

Diagrama din figura 7 arată o scădere continuă a vitezei de difuziune cu creșterea conținutului de wolfram.

Concluzii

În straturile de difuziune se obțin durități cu 150...200 unități Vickers (HV 10) mai mari decît în materialul de bază. Acest efect combinat cu creșterea rezistenței la oboseală și micșorarea coeficientului de frecare, duc la mărirea durabilității în exploatare a sculelor.

Cu creșterea duratei de menținere la tratamentul termochimic, crește grosimea stratului de difuziune, la început mai intens iar la durate mari mai lent. Această observație se bazează pe aspectul curbelor grosime strat — durată menținere.

Stratul superficial are structura formată din martensită și faze disperse ca sulfuri, nitruri, carburi speciale. Uneori apare la suprafață și un strat subțire de culoare albă.

Compoziția chimică a oțelurilor rapide are o influență deosebită asupra vitezei de difuziune la tratamentele termochimice în sensul micșorării acesteia. Cel mai intens acționează seleniul și sulful, urmînd apoi în ordine wolframul și cobaltul.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Brochon, R.:* Sulfizarea sculelor aşchietoare din oţel rapid. In: „Machine Moderne", 54/1960.

[2] *Calcea, C.:* Tratamente termice şi termochimice aplicate oţelurilor pentru scule şi aliajelor neferoase. Sinteză documentară, 1973.

[3] *Feldstein, E.* ş.a.: Sulfocianurarea sculelor aşchietoare. In: „Avtomob., prom. st.", nr. 4/1963.

[4] *Zdzislaw, H.:* Sulfocianurarea oţelurilor rapide. In: „Przeglad Mechaniczny", 22/1963.

CZ: 621.91.07

Nitroferoxarea sculelor aşchietoare în vederea măririi durabilităţii acestora în exploatare

Ing. Lucia **CAZACU-PETRUŢ**, ing. Dragoş **DIACONU**, ing. Eugenia **BOZOCEA** — ICPTSC – Bucureşti
Ing. Herwig **KNOPP**, ing. Aurel **ALBU** — Întreprinderea de scule Rîşnov

Atingerea unor productivităţi cît mai înalte ale maşinilor de prelucrare prin aşchiere şi îndeosebi realizarea unor economii de oţel aliat de scule la nivel naţional, sînt probleme care preocupă atît întreprinderile furnizoare cît şi cele consumatoare de scule. Una din metodele sigure de creştere a productivităţii muncii şi de obţinere a unor economii eficiente de oţel aliat, o constituie creşterea durabilităţii în exploatare a sculelor de prelucrare prin aşchiere.

Tratamentul termochimic de nitroferoxare este un nou procedeu care asigură creşterea durabilităţii în exploatare a sculelor aşchietoare. Procedeul constă în îmbogăţirea simultană cu azot şi oxigen a straturilor superficiale a sculelor din oţel rapid la temperaturi corespunzătoare temperaturii de revenire, timp de 0,5...2 ore, în atmosferă activă de azot şi vapori de apă. Experimentările de nitroferoxare s-au efectuat iniţial pe probe de oţel rapid mărcile Rp 5 şi Rp 3 şi s-au continuat pe diverse tipuri de scule aşchietoare. Prin nitroferoxare, s-au obţinut straturi cu adîncimi cuprinse între 8 şi 20 μm, în funcţie de durata de menţinere şi de compoziţia atmosferei de nitroferoxare.

În figura 1 se prezintă o structură tipică a stratului nitroferoxat. Se distinge o zonă superficială cenuşie, alcătuită din 2 substraturi notate cu *A* şi *B* şi o zonă întunecată *C*, situată sub stratul superficial, îmbogăţită în azot. Analiza röntgenostructurală a zonei superficiale, a permis să se stabilească că este alcătuită din magnetită (Fe_3O_4) şi urme de $\alpha\ Fe_2O_3$. În substratul *B* al acestei zone, se remarcă o reducere a liniilor de Fe_3O_4 şi $\alpha\ Fe_2O_3$, dar şi o creştere a conţinutului în elemente de aliere (Cr, W, V) comparativ cu

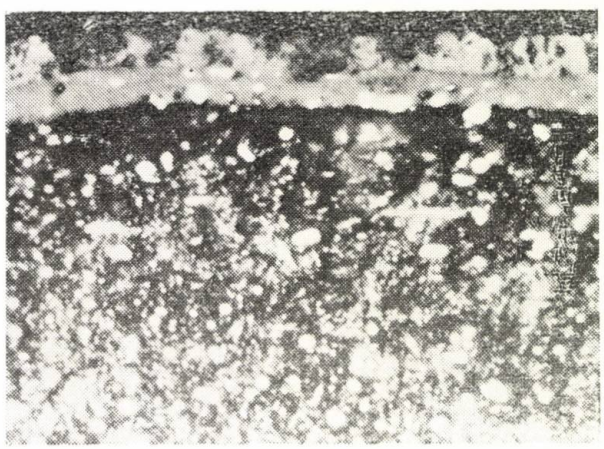


Fig. 1. Aspectul stratului nitroferoxat obţinut prin nitroferoxarea oţelului Rp 5 (540° C — 2 ore).

substratul *A*. Se observă de asemenea, că substratul *A* este poros, iar substratul *B* este compact și aderent. Reacția de formare a magnetitei este: $3Fe + 4H_2O = Fe_3O_4 + 4H_2$. Interfața între substraturile *A* și *B* corespunde suprafeței inițiale a oțelului înainte de nitroferoxare.

Porozitatea și structura specifică a zonei de oxizi de fier din substratul A conferă suprafeței oțelului o rezistență ridicată la uzarea prin gripaj, iar zona de oxizi compactă și aderentă din substratul B, asigură creșterea rezistenței oțelului la uzarea prin frecare — alunecare. Conținutul de oxigen din magnetită este de 27,6%. Zona C, foarte întunecată în urma atacului cu nital 2%, este o zonă îmbogățită în azot obținută prin difuzia azotului atomic activ în masa oțelului (fig. 1). Această zonă este formată din soluția solidă a Fe α îmbogățită în azot și carbonitruri complexe ale fierului și elementelor de aliere de tipul $(FeM)_4NC$.

Intensitatea de întunecare a acestei zone crește cu creșterea conținutului de azot și respectiv cu creșterea proporției de amoniac din atmosferă, iar adîncimea acestei zone crește cu mărirea duratei de menținere și a temperaturii de nitroferoxare. Prezența și repartiția azotului pe adîncime în zona nitrurată a stratului nitroferoxat, s-a determinat prin analiza la microsondă și este redată în diagrama din figura 2.

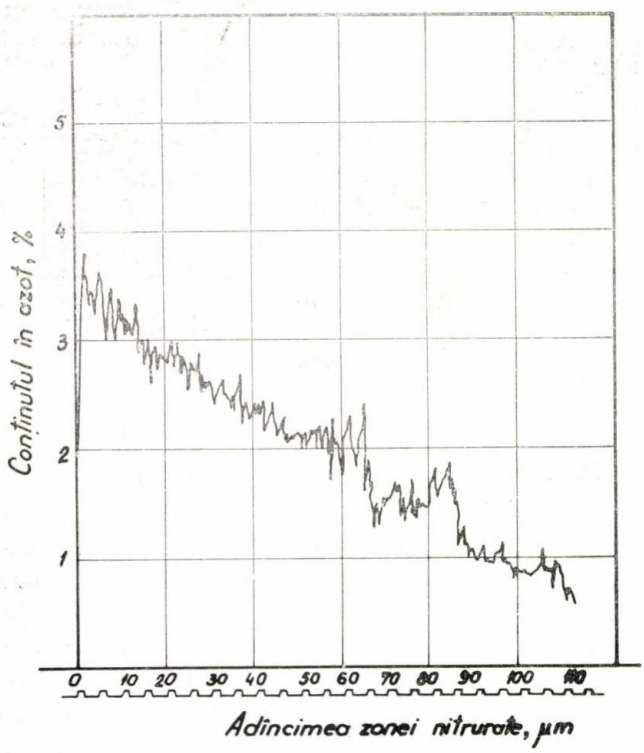


Fig. 2. Repartiția azotului în zona nitrurată a stratului nitroferoxat (oțelul Rp 5 nitroferoxat 2 ore la 540° C).

Creșterea conținutului de azot în straturile de difuzie duce în general la creșterea durității acestora comparativ cu miezul oțelului rapid.

Tabelul 1

Marca oțelului	Regimul de nitroferoxare	Duritate, HV 1	
		Miez	Strat
Rp 5	NF* 1 oră — 520° C	798	837
	NF 1,5 ore — 530° C	802	893
	NF 2 ore — 540° C	795	965
Rp 3	NF 1,5 ore — 540° C	830	874
	NF 2 ore — 550° C	837	925

NF * — nitroferotare

În tabelul 1 sînt prezentate valorile durității (în unități Vickers) în miez și în strat la oțelurile Rp 5 și Rp 3 nitroferoxate după regimuri diferite. Se observă că la oțelul Rp 5, se obțin straturi nitroferoxate mai adînci comparativ cu oțelul Rp 3.
Aceasta se explică prin faptul că oțelul Rp 5 fiind mai puțin aliat cu elemente de aliere decît oțelul Rp 3 favorizează difuzia azotului în profunzime. Creșterea dimensională a sculei nitroferoxate este foarte mică și se poate calcula cu relația: $\Delta A = 2{,}5 + 0{,}075\ A$, unde:

A : dimensiunea liniară a sculei (mm);
ΔA : creșterea dimensională (μm).

În urma experimentărilor efectuate s-a constatat că straturile nitroferoxate sînt la fel de tenace ca miezul oțelului rapid, datorită modului selectiv de difuzie a azotului în oțel prin stratul de oxizi de fier obținut simultan. Comportarea la uzare a probelor nitroferoxate comparativ cu probe feroxate sau netratate termochimic s-a urmărit prin încercarea la uzare prin gripaj, încercarea la uzare prin abraziune și încercarea la uzare prin frecare — alunecare.

Încercarea la uzarea prin gripaj s-a efectuat pe probe rolă — sabot nitroferoxate, feroxate, și netratate termochimic. Variația coeficientului de frecare cu forța de apăsare *P* (fig. 3), indică că la o valoare a coeficientului de frecare de 0,1, forța de gripaj a probelor nitroferoxate este cu 80 ... 100% mai mare decît forța de gripaj a probelor netratate termochimic și cu 60 ... 70% mai mare decît forța de gripaj a probelor feroxate. Din figura 3 se observă că valoarea forței de gripaj la probele din oțel Rp 5 nitroferoxate 1,5 ore la 540° C este de 58 ... 62 daN, iar la probele feroxate 1,5 ore la 540° C este de 34 ... 38 daN. Rezistența ridicată la uzarea prin gripaj a

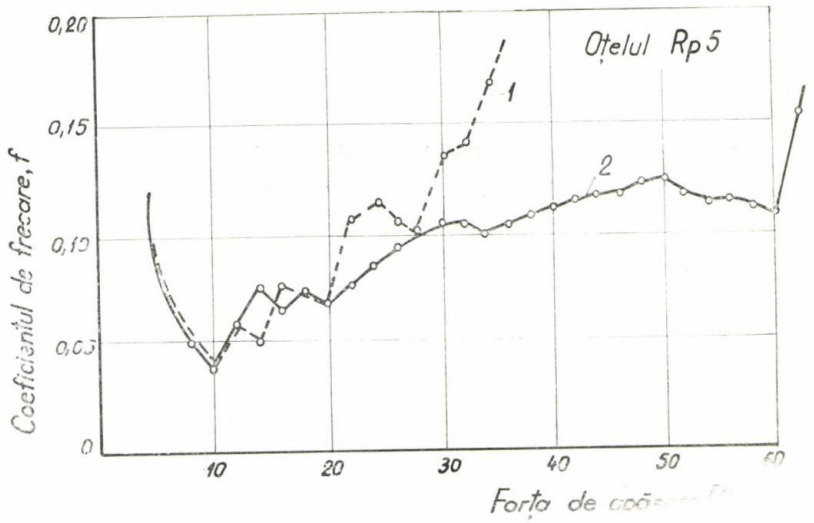


Fig. 3. Variația coeficientului de frecare f cu mărirea forței de apăsare P la probe feroxate (1) și nitroferoxate (2).

probelor nitroferoxate se explică atît prin existența zonei poroase de oxizi de fier (Fe_3O_4) care mărește puterea emisivă cu creșterea temperaturii de lucru a sculei, cît și prin creșterea durității și păstrarea tenacității zonei îmbogățite în azot.

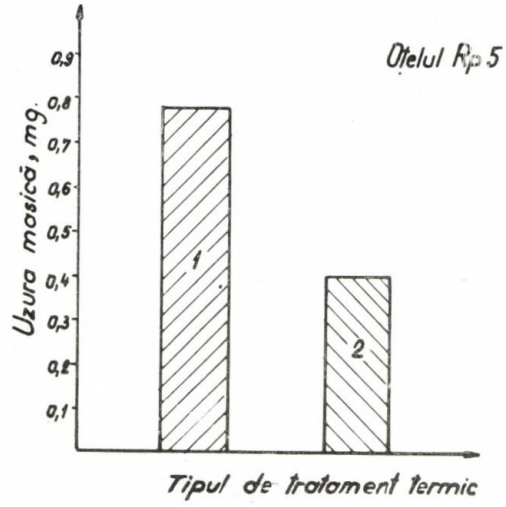


Fig. 4. Uzura masică obținută prin încercarea de uzare abrazivă a probelor călite și revenite (1) și nitroferoxate (2).

Încercarea la uzare prin abraziune s-a efectuat pe probe rolă — sabot călite și revenite (1) și nitroferoxate 2 ore la 540° C (2). Uzura masică (mg) măsurată la o balanță analitică s-a determinat la probele nitroferoxate, după înlăturarea stratului superficial de oxizi. În figura 4 se prezintă uzura masică în mg, obținută la saboți din oțelul Rp 5 netratați termochimic (1) și saboți nitroferoxați (2). Rezistența ridicată la uzarea prin abraziune a stratului nitroferoxat este rezultatul creșterii durității și păstrării tenacității zonei îmbogățite în azot și se observă că este de două ori mai mare decît rezistența la uzare prin abraziune a oțelului rapid netratat termochimic.

Analiza rezistenței la frecare — alunecare, s-a efectuat pe aceleași tipuri de probe, rolă — sabot în condiții de frecare — alunecare, folosindu-se uleiul SR 211, și s-a observat o creștere a rezistenței la uzarea prin frecare — alunecare a probelor nitroferoxate, față de cele feroxate cu 10 . . . 20%.

Aplicarea industrială a procedeului de nitroferoxare (1,5 — ore — 530° C) la scule aschietoare din oțel rapid, a condus la creșterea durabilității în exploatare a acestora în medie cu 40 . . . 60% și totodată la îmbunătățirea suprafețelor metalice prelucrate.

Astfel, în tabelul 2 sînt prezentate rezultatele privind creșterea relativă a durabilității în procente, pe tipuri și tipodimensiuni de scule nitroferoxate. Sînt redate după curba lui Gauss valorile minime și maxime obținute, valorile domeniului de împrăștiere cu frecvență obișnuită tot în valori minime și maxime, precum și valoarea medie, calculată aritmetic.

În histograma din figura 5, se prezintă valorile de creștere a durabilității în exploatare a sculelor nitroferoxate, luîndu-se ca valoare de comparație, valoarea durabilității în exploatare a sculelor tratate termic normal, respectiv călite și revenite. Se observă că cele mai mari creșteri de durabilitate s-au obținut la freze, în medie cu 72,8% cu maxime ce depășesc valoarea de 400%. La tarozi s-au obținut creșteri de 44%, la alezoare de 20%, iar

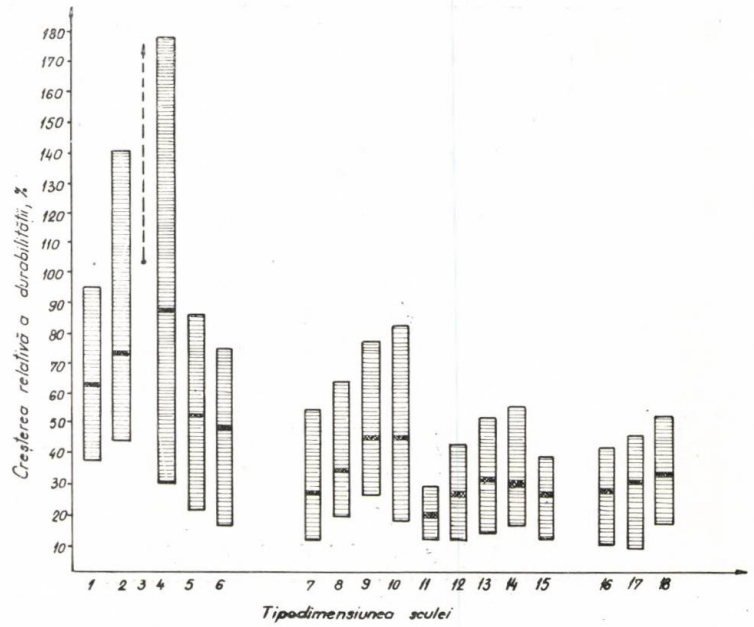


Fig. 5. Creșterea relativă a durabilității, obținută la diverse tipuri și dimensiuni de scule așchietoare.

Tabelul 2

Nr. crt.	Standard Normă	Denumirea sculei	Dimensiuni	Număr încercări	Creșterea relativă a durabilității %				
					Minim	Maxim	Cîmp. val. frecv.		Medie
							Minim	Maxim	
1	SF 1790 B	Freză de canal pt. burghie ∅ 16-16,4		44	37	93	53	71	61
2	SF 1790 B	Freză de canal pt. burghie ∅ 21-21,4		32	42	139	62	86	72
3	SF 1611 S	Freză de crestat pentru segmenți	∅ 76×1,5	60	100	471	218	316	268
4	SF 2202 A	Freză pt. cuțite de sfeclă de zahăr		45	28	176	68	106	86
5	STAS 1684—67	Freză cilindro-frontală cu coadă cil.	∅ 8	40	21	84	38	62	51
6			∅ 20	25	16	73	39	57	47
7	STAS 580—67	Freză disc pentru canale	∅ 63×22	18	37	62	41	51	46
8			∅ 100×32	24	28	81	33	46	38
9	STAS 7447—66	Tarod de mașină pt. filet metric	M 6	40	26	76	34	53	43
10			M 10	55	18	82	33	57	45
11	STAS 1264—67	Alezor de mașină cu coadă cil.	∅ 9	10	12	28	17	23	20
12	STAS 574—67	Burghiu lung cu coadă cilindrică	∅ 7	60	12	42	19	32	26
13			∅ 12	45	14	51	23	41	32
14	STAS 575—67	Burghiu elicoidal cu coadă conică	∅ 8	50	17	55	24	38	31
15			∅ 14	35	13	38	22	32	27
16	STAS 4566—67	Burghiu extrascurt cu coadă cil.	∅ 5	46	11	41	22	33	28
17	STAS 6727—67	Burghiu lung cu coadă conică	∅ 8	32	10	46	34	38	31
18	STAS 6727—68		∅ 12	56	18	52	27	42	33

la burghie creşterea medie a durabilităţii este de 30%. Aceste creşteri de durabilitate a sculelor aşchietoare implică un consum specific mai mic de scule la prelucrarea prin aşchiere şi ca urmare o economie de oţel aliat de scule şi de manoperă. Astfel, la I. S. Rîşnov, prin aplicarea nitroferoxării la numai 20% din producţia curentă de scule şi considerîndu-se că durabilitatea în exploatare a sculelor nitroferoxate creşte cu circa 20% se pot obţine economii importante de oţel înalt aliat de scule, evaluate la 100 tone/an.

Concluzii

Tratamentul termochimic de nitroferoxare se realizează la temperatura de revenire a oţelului rapid, timp de 0,5...2 ore în atmosferă activă de azot şi vapori de apă.

Prin nitroferoxare se obţin straturi de difuzie cu adîncimi de 8...20 μm, tenace, rezistente la uzare şi la coroziune.

Aplicarea nitroferoxării la scule aşchietoare din oţel rapid, conduce la creşterea durabilităţii în exploatare a acestora, în medie cu 40...60%, ceea ce are ca rezultat importante economii de oţel înalt aliat de scule.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Rogalski, Z., Panasiuc, V.:* Nitrooxidirovanie rejuşcih instrumentov, Metallovedenie, nr. 6, 1972.

[2] *Rogalski, Z.:* Oxy-nitriding of high-speed steel tools. Machinery and production engineering, nr. 6, 1974.

[3] *Rogalski, Z.:* Thermochemische Behandlung von Werkzeugen aus Schnellarbeitsstahl durch Oxynitrieren — Verein Deutsche Industrie — Zeitschrift. (VDI-Z 1975, nr. 6).

CZ : 621.78

Utilizarea stratului fluidizat la tratamente termice de temperatură joasă (sub 650°C)

Ing. Leontin **DRUGĂ**, ing. Valer **PANTEA**, ing. Gabriela **IONESCU** — ICPTSC Bucureşti

Unul dintre procedeele de intensificare a schimbului de căldură în cazul tratamentelor termice este încălzirea în strat fluidizat, procedeu care prin realizarea unor suspensii de particule într-un fluid în ascensiune realizează viteze de încălzire şi răcire ridicate precum şi o mare uniformitate a temperaturii în incinta de lucru [1].

La ICPTSC — Bucureşti a fost realizată şi funcţionează o instalaţie de tratament termic în strat fluidizat la temperaturi joase (sub 650°C). Instalaţia se compune dintr-un cuptor electric vertical. încălzit cu ajutorul unor rezistori metalici, dispuşi în exteriorul retortei în care se realizează încălzirea [2].

Stratul fluidizat se realizează într-o retortă de oţel refractar care are fixată la partea inferioară o placă cu rol de distribuitor al gazului de fluidizare. Gazul folosit pentru fluidizare (poate fi aerul comprimat de la reţea) este preîncălzit la trecerea printr-o carcasă metalică dublă dispusă la exteriorul zidăriei, iar ca particule solide poate fi utilizat nisipul de Văleni spălat şi sortat la o granulaţie de 0,2—0,4 mm.

Pentru a determina influenţa încălzirii în strat fluidizat asupra caracteristicilor mecanice, comparativ cu încălzirea obişnuită în cuptor electric sau baie de sare, s-au executat epruvete de tracţiune şi rezilienţă din oţelurile OLC 45 şi 50 VC 11, o căror compoziţie chimică este prezentată în tabelul 1.

Tabelul 1

Oţel	Compoziţia chimică							
	C	Si	Mn	Cr	V	Mo	P	S
OLC 45	0,41	0,25	0,65	—	—	—	0,05	0,02
50 VC 11	0,45	0,33	0,80	0,86	0,30	—	0,06	0,03

Epruvetele au fost supuse operaţiilor de îmbunătăţire sau călire izotermă în funcţie de tipul oţelului, variind parametrii de lucru — temperatura şi timpul de menţinere. Austenitizarea în vederea călirii s-a efectuat la toate epruvetele în aceleaşi condiţii tehnologice (în cuptor cu baie de sare cu reglaj automat), pentru a evita apariţia unor influenţe nedorite. Revenirea s-a realizat în funcţie de program în cuptor electric cu recirculaţie tip Barfield cu reglaj automat cu ajutorul tiristorilor şi în cuptorul cu strat fluidizat descris mai sus. Călirea izotermă s-a realizat în baie de sare şi respectiv în cuptor cu strat fluidizat.

În prealabil au fost stabiliţi parametrii optimi de schimb de căldură în cazul cuptorului cu strat fluidizat prin trasarea unor curbe de încălzire pentru diferite debite ale agentului de fluidizare. Debitul pentru care

se realizează coeficientul maxim de transfer de căldură s-a determinat cu ajutorul calculatorului electronic [3, 4].

Revenirea

Îmbunătățirea epruvetelor din OLC 45 și 50 VC 11 s-a realizat prin austenitizare la mediului de încălzire asupra caracteristicilor mecanice finale. Structura și proprietățile mecanice ale unui oțel revenit depind de temperatura și durata revenirii, timp în care se produce descompunerea martensitei. Acest proces de precipitare și coalescență a carburilor,

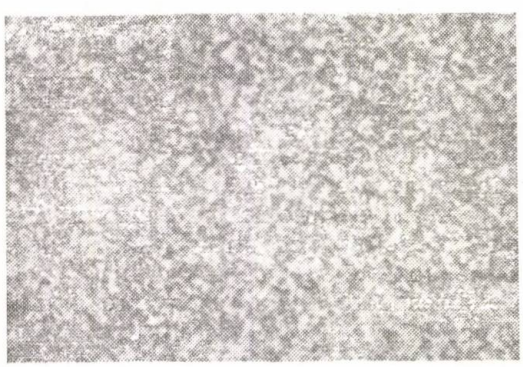
Tabelul 2

Oțel	Tratament termic	Durata revenirii	σ_r [daN/mm]	Ψ [%]	δ [%]	$KCU_{30/10/2}$ [daJ/cm²]	Duritate [HV 30]
50 VC 11	850° C/ulei + 600° C în strat fluidizat	30	113,10	50,2	10,2	9,80	326
		45	110,0	51,0	11,80	10,20	312
		60	108,20	53,3	12,50	12,0	310
		90	108	52	12,80	12,60	306
	850° C/ulei + 600° C în cuptor electric	30	124,60	45,4	8,6	9,0	372
		45	116,0	48,6	10,2	9,70	345
		60	110,6	50,80	11,40	10,50	316
		90	107,8	51,0	12,30	11,80	309
OLC 45	850° C/apă + 600° C în strat fluidizat	15	91,4	38,12	10,50	12,70	267
		30	90	40,0	12,60	13,40	263
		45	88,1	40,32	13,20	13,60	259
		60	88,6	43,0	14,00	14,00	261
	850° C/apă + 600° C în cuptor electric	15	98	34,20	8,60	10,80	291
		30	94,2	35,60	9,84	11,50	277
		45	91,2	39,11	11,74	12,40	268
		60	89,1	40,60	12,05	12,50	268

850°C, răcire în apă pentru OLC 45 și ulei pentru 50 VC 11, urmată de revenire la 600°C în cuptor electric și în strat fluidizat la diferite durate de menținere. În tabelul 2 se prezintă valoarea medie a caracteristicilor mecanice obținute în urma operației de revenire.

Variația timpului de menținere a avut drept scop scoaterea în evidență a influenței însoțit de sărăcirea în carbon a masei de bază determină micșorarea durității oțelului și creșterea plasticității și tenacității lui.

Se observă că în cazul oțelului 50 VC 11 transformarea completă se realizează la o menținere de 90 min. în cuptorul cu recirculație și la circa 45 min. la încălzirea în strat fluidizat. Acest lucru este confirmat și metalografic (fig. 1).



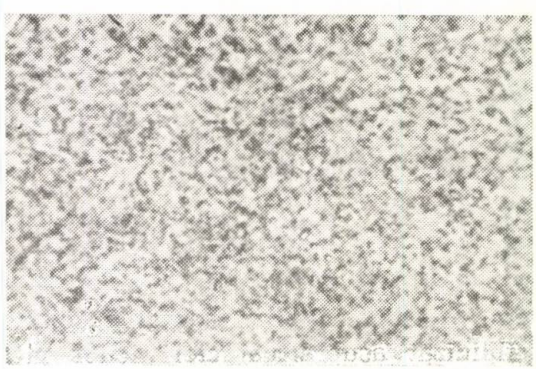


Fig. 1. Microstructura oțelului 50 VC 11 călit și revenit la 600° C. (Atac nital 1000 : 1).
a) în strat fluidizat timp de 45 min.
b) în cuptor cu recirculație timp de 90 min.

La oțelul OLC 45 la o menținere timp de 15 min. la 600°C în strat fluidizat se obține o structură globulară cu aspect sorbitic (fig. 2 a) în timp ce, la aceeași durată de menținere în cuptor cu recirculație, se păstrează caracterul acicular al structurii obținute la călire (fig. 2 b).

Transformarea completă se produce la un timp de menținere de 30 minute în strat fluidizat și 60 minute în cuptor cu recirculație. Aceste rezultate s-au obținut pe epruvete de dimensiuni relativ mici la care viteza de încălzire este mare. La piese de dimensiuni (secțiuni) mai mari, diferențele dintre vitezele de încălzire în strat fluidizat și cuptor clasic se amplifică ajungînd la valori de 2,5—3,5 ori mai mari.

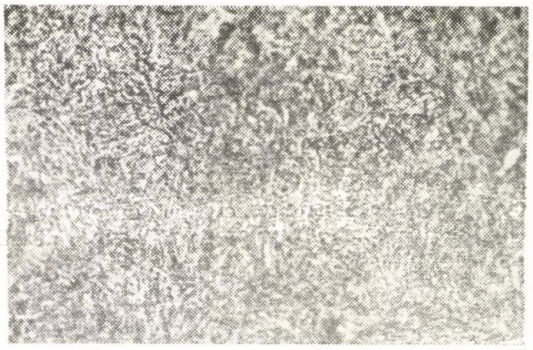
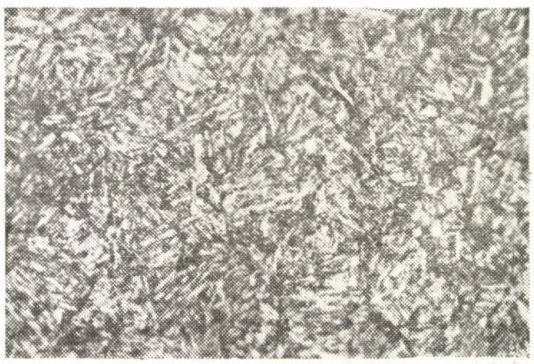


Fig. 2. Microstructura oțelului OLC 45 revenit la 600° C timp de 15 min. (Atac nital 1000 : 1).
a) în strat fluidizat.



b) în cuptor cu recirculație.

Călirea izotermă

În acest caz s-au folosit epruvete din oțel 50 VC 11.

După cum se știe, la călirea izotermă datorită pieselor de la temperatura de austenitizare într-un mediu cald la o temperatură superioară punctului *Ms*, se realizează o uniformizare a temperaturii pe întreaga secțiune a piesei înainte de începerea transformărilor și deci și a deformațiilor, realizîndu-se o tenacitate ridicată.

Tabelul 3

Nr. crt.	Marca oțel	Tratament termic	σ_r [daN/mm²]	δ [%]	Ψ [%]	$KCU_{30/10/2}$ [daN/cm²]	Duritate [HV 30]
1	50 VC 11	850° C/300° C — 30 min. baie sare	140	8,6	3,2	4,6	402
		850° C/300° C — 30 min. strat fluidizat	134	9,2	36,2	4,5	387
		850° C/300° C — 30 min. baie sare	117	10,6	46,2	5,2	362
		850° C/300° C — 30 min. strat fluidizat	105	12,2	39,8	4,8	311

În tabelul 3 se prezintă valorile medii ale caracteristicilor mecanice obținute pe variantele de tratament indicate. Din analiza metalografică se observă că prin călire izotermă la 300°C, se obține o structură formată din bainită inferioară în cazul răcirii în strat fluidizat și bainită și un mic procent de martensită la răcirea în baie de sare. Menținerea la 350°C a condus la scăderea rezistenței la rupere corespunzător cu creșterea tenacității oțelului. Se observă că proprietățile mecanice obținute la călirea izotermă în cele două medii sînt apropiate cu ușoare avantaje de partea răcirii în baie de sare, lucru confirmat și de curbele de răcire trasate anterior [3].

În cazul folosirii stratului fluidizat ca mediu de răcire, la călirea izotermă este totuși necesar să se compare vitezele de răcire obținute experimental cu cele critice rezultate din diagramele *TTT* pentru fiecare oțel. Atît pentru revenire cît și pentru călirea izotermă și în trepte, programul de încercări a fost cu mult mai amplu atît ca temperaturi și timp de menținere, cît și ca tipuri de oțeluri.

La instalația experimentală au fost realizate operații pentru tratamentul termic al oțelului rapid ca, preîncălzire, călire în trepte, revenire, precum și pentru revenirea dife-

ritelor tipuri de scule și piese etc. Prin prelucrarea datelor obținute în timpul experimentărilor rezultă următoarele **concluzii :**

— instalația de tratament termic în strat fluidizat de temperatură joasă, se poate folosi pentru operații de tratament termic la temperaturi joase ca : revenire, călire izotermă și în trepte, atît pentru scule din oțeluri obișnuite, cît și din oțeluri aliate și înalt aliate (rapide), tratamentul termic al aliajelor de aluminiu, etc. ;

— față de cuptoarele clasice cu recirculare (tip IRS) timpul necesar pentru efectuarea operațiilor descrise mai sus se reduce la jumătate, fapt ce duce la mărirea productivității muncii și la importante economii la investiții și la energie ;

— comparativ cu încălzirea în băi de săruri, la încălzirea în strat fluidizat, se realizează viteze apropiate, dar se elimină poluarea și apare posibilitatea realizării în același utilaj a unei game de temperaturi de la 100 la 700°C, lucru ce nu se poate obține la folosirea băilor de săruri ;

— instalațiile de tratament termic în strat fluidizat întregesc posibilitățile de alegere a metodelor optime de încălzire în vederea tratamentului termic ;

— se recomandă folosirea acestui mediu de încălzire în special în atelierele de sculărie, unde se tratează termic o gamă largă de oțeluri, fiind necesară și o gamă largă de temperaturi.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Schneider, H.* : — Utilizarea tehnicii straturilor fluidizate pentru tratament termic. Simpozionul Internațional INMETERM, Karl-Marx Stadt, 1975.

[2] * * * : Brevet R.S.R. nr. 83846.

[3] * * * : Studiu ICPTSC : Tratamente termice și termochimice în strat fluidizat, 1976.

[4] *Drugă L., Pantea V.* : Optimizarea proceselor de încălzire la tratamente termice în strat fluidizat. Simpozionul Internațional MITOM 1977, Zaporojie, U.R.S.S., 1977.

CZ : 669.14 : 621.822

Posibilități de influențare a stabilității dimensionale la oțeluri pentru rulmenți

Ing. Victoria **FITERĂU** — Universitatea din Brașov

În urma tratamentului termic final piesele din oțeluri pentru rulmenți (a căror structură constă din martensită, austenită reziduală și carburi) suferă variații dimensionale puternice. Acestea se datoresc următoarelor cauze :

a) gradul diferit de saturare a soluției solide datorită condițiilor de tratament și de structură inițială de recoacere, care influențează diferit, pe de o parte asupra proprietăților de austenită rezidual și de martensită din structură, iar pe de altă parte asupra tetragonalității martensitei și respectiv asupra volumului ei specific ;

b) proprietăți fizice diferite ale martensitei și austenitei reziduale și anume volumului specific maxim al rețelei cristaline de martensită și minim al rețelei cristaline de austenită rezidual pe de o parte, iar pe de altă parte, coeficientului de dilatare termică al martensitei, care este de 1,5 ori mai mic ca al austenitei [1], [2].

Variațiile dimensionale mari vor mări adaosul de prelucrare, ceea ce va scumpi operația de rectificare ce se execută după tratamentul termic final și va ridica prețul de fabricație al pieselor.

Avînd în vedere cele de mai sus, lucrarea de față își propune să studieze influența diverselor procedee de tratament termic primar, asupra variațiilor dimensionale ce se obțin la oțelurile pentru rulmenți în urma tratamentului termic final.

Metodica de cercetare și rezultate

În studiu s-au luat oțelurile românești pentru rulmenți RUL 1 și RUL 2, a căror compoziție chimică este dată în tabelul 1.

Tabelul 1

Marca oțelului	Compoziția chimică							
	C	Cr	Mn	P	S	Ni	Cu	Si
RUL 1	1,02	1,55	0,35	0,019	0,017	0,15	0,12	0,29
RUL 2	1,01	1,59	1,07	0,018	0,015	0,17	0,11	0,53

Semifabricatele au fost forjate la temperaturi între 950 și 1000° C și apoi supuse mai multor regimuri de tratament termic primar, în scopul obținerii unor carburi de forme și dispersii diferite, după cum se arată în [3].

Regimurile de tratament aplicate ambelor oțeluri și durităților obținute sînt prezentate în tabelul 2.

Studiul influenței structurii inițiale asupra variațiilor dimensionale după tratamentul termic final s-a abordat variindu-se la acest tratament trei parametri și anume :

— temperatura de încălzire pentru călire, timpul de menținere rămînînd constant ;

— timpul de menținere, temperatura rămînînd constantă ;

— temperatura de revenire.

Tabelul 2

Indicativ regim	Operații efectuate	Structura obținută		Duritatea după tratament	
		RUL 1	RUL 2	RUL 1	RUL 2
I	— normalizare — încălzire la 900°C menținere 2 h și răcire în aer calm	perlită lamelară de punctaj 3 (STAS 7626—66) și carburi	perlită lamelară de punctaj 2 (STAS 7626-66) și carburi	334 HB	354 HB
II	— normalizare — recoacere — încălzire cu cuptorul pînă la 800°C, menținere 4 h, răcire pînă la 700°C, menținere 1 h, răcire cu cuptorul cu ușa închisă (viteza de 57°C/h)	perlită globulară punctiformă de punctaj 2 (STAS 1456/1-1975)	perlită globulară punctiformă de punctaj 2 (STAS 1456/1-1975)	185 HB	192 HB
III	— normalizare — recoacere incompletă — încălzire la 800°C, (piesele nu sînt încălzite odată cu cuptorul) menținere 3 h și răcire cu cuptorul cu ușa închisă ($V_{răcire}$ = 57°C/h)	material sub-încălzit perlită lamelară și globulară	perlită globulară punctiformă punctaj 3 (STAS 1456/1-1975)	202 HB	182 HB
IV	— normalizare — recoacere — încălzire cu cuptorul la 820°C, menținere 3 h, răcire pînă la 750°C, menținere 8 h și răcire cu viteza de 8—10°C/h	perlită globulară grosolană neomogenă punctaj 9—10 (STAS 7626—66)	perlită globulară omogenă punctaj 4 (STAS 1456/1 1975)	175 HB	177,5 HB
V	— normalizare — recoacere — încălzire cu cuptorul la 800°C, menținere 3 h, răcire pînă la 750°C, menținere 4 h și răcire cu cuptorul cu ușa închisă ($V_{răcire}$ = 57°C/h)	perlită globulară omogenă de punctaj 3 (STAS 1456/1-1975)	perlită globulară omogenă de punctaj 3 (STAS 1456-67/1	180 HB	188 HB
VI	— recoacere — încălzire la 800°C (piesele sînt introduse în cuptorul încălzit), menținere 8 h, răcire la 710—720°C, menținere 4 h, răcire cu cuptorul	perlită globulară de punctaj 5 (STAS 1456/1-1975)	perlită globulară omogenă de punctaj 3 (STAS 1456/1 1975)	210 HB	219 HB

Determinarea variațiilor dimensionale s-a efectuat pe inele de rulmenți și pe probe cilindrice de lungime 100 mm și diametru de 6 mm. Pentru obținerea variației dimensionale V_d s-au determinat la fiecare inel în parte abaterile maxime și minime ale diametrului exterior. Făcînd media acestor abateri s-a determinat abaterea medie de la valoarea etalon a diametrului inelului respectiv, notîndu-se această valoare cu δDE_{inel}

$$DE_{inel} = \frac{\delta DE_{max.} - \delta DE_{min.}}{2}$$

Astfel a fost determinată valoarea δDE_{inel} înainte de tratamentul termic final și după tratamentul termic final. Diferența a constituit variația dimensională V_d a diametrului exterior DE, în urma tratamentului termic aplicat.

Deci : $V_d = \delta DE_{inel}$ după tratament $- \delta DE_{inel}$ înainte de tratament.

La fel s-a determinat și variația în lungime a probelor luate în studiu.

Variația dimensională a inelelor de rulmenți cu temperatura de călire pentru oțelurile RUL 1 și RUL 2 se poate urmări în figura 1.

Temperatura influențînd asupra gradului de aliere al soluției solide, influențează asupra structurii obținute după tratament, adică atît asupra cantității de austenită reziduală, cît și asupra tetragonalității martensitei. Gradul de aliere al soluției solide va fi influențat, pe de altă parte, de forma și dispersia carburilor structurii inițiale, deoarece viteza de dizolvare a lor depinde de suprafața de contact cu ferita [4].

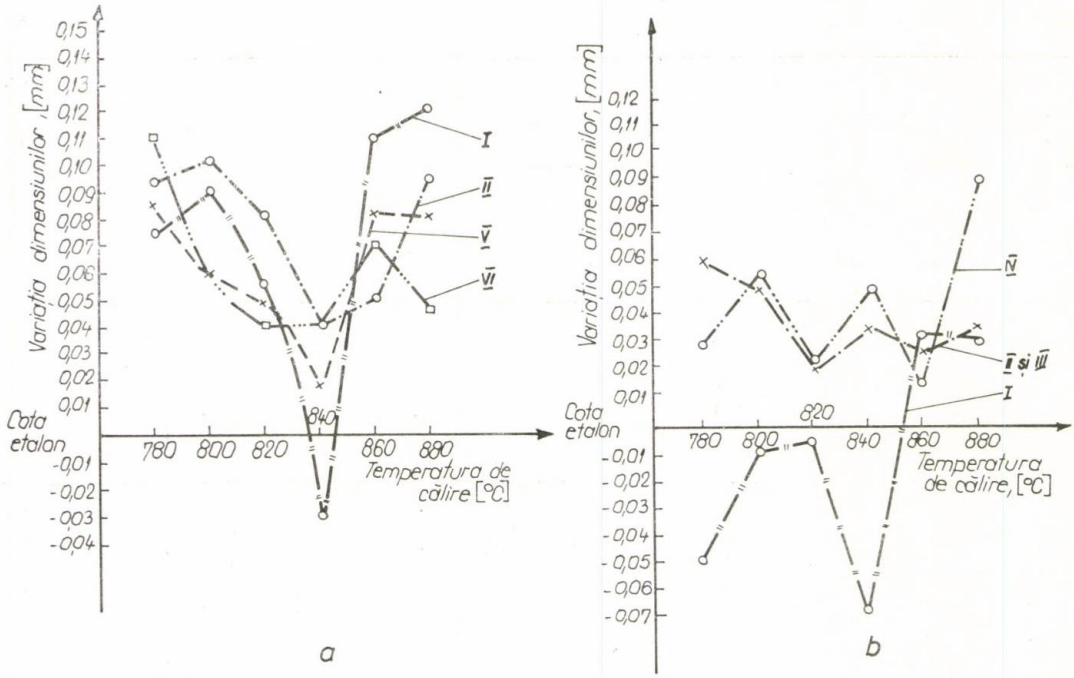


Fig. 1. Variația dimensiunilor inelelor cu rulmenți în funcție cu temperatura de călire pentru diferite structuri inițiale (revenire 24 h, 180°C).
a — la oțelul RUL 1 ; b — la oțelul RUL 2.

De aici și dispersia atît de mare a curbelor obținute.

După cum se vede din figura 1, la temperaturi mici de călire soluția solidă este slab aliată ; ca urmare cantitatea de austenită reziduală care se obține este redusă și martensita de asemenea fină, ceea ce determină o scădere a dimensiunilor pieselor. Notarea curbelor este identică cu a regimului prezentat în tabelul 2. Cu creșterea temperaturii, crește gradul de aliere al soluției solide și proporția de austenită reziduală (începînd în special de la 820° C în sus), iar martensita este încă destul de fină, deci tetragonalitatea ei nu influențează așa mult asupra dimensiunilor. Ca urmare, între 820—840° C, dimensiunile scad.

La temperaturi mai mari carburile se dizolvă complet (în special cele mărunte), iar gradul de aliere crește și mai mult. Aceasta determină creșterea bruscă a tetragonalității martensitei, care acoperă proporția de austenită reziduală și care determină o creștere bruscă a dimensiunilor inelelor.

În privința inelelor cu structură inițială de perlită lamelară, deoarece carburile lamelare au cea mai mare viteză de dizolvare, la aceste structuri se și obține cea mai mare proporție de austenită reziduală după călire, fapt ce determină o contracție a probelor. Din această cauză aspectul diagramei este în domeniul negativ. La structura de perlită lamelară se obține și cea mai mare variație dimensională ; cea mai mică variație dimensională se obține în cazul structurii de perlită globulară fină și globulară omogenă.

La oțelul RUL 2 din cauza manganului (care știm că stabilizează austenita) variațiile dimensionale în ansamblu sînt mult mai mici (figura 1, b). Aceeași variație se poate observa și la studierea lungimii probelor, vezi figura 2.

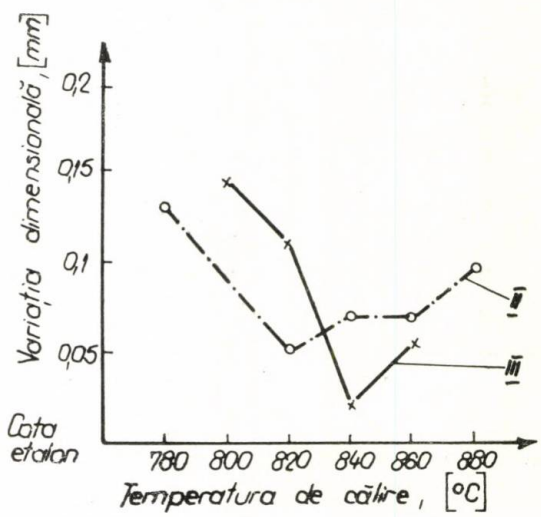


Fig. 2. Variația lungimii probelor din RUL 1 călite de la diferite temperaturi și revenite 2 h la 180°C pentru structuri inițiale diferite.

În ceea ce privește aspectul dimensiunilor în funcție de temperatura de revenire, din examinarea figurilor 3 și 4 rezultă că la temperaturi joase de revenire se obține o martensită cu tetragonalitate maximă, care acoperă procentul relativ ridicat de austenită reziduală și ca urmare dimensiunile sînt mari.

Cu creșterea temperaturii de revenire variația dimensională scade, pe de o parte datorită scăderii tetragonalității martensitei, iar

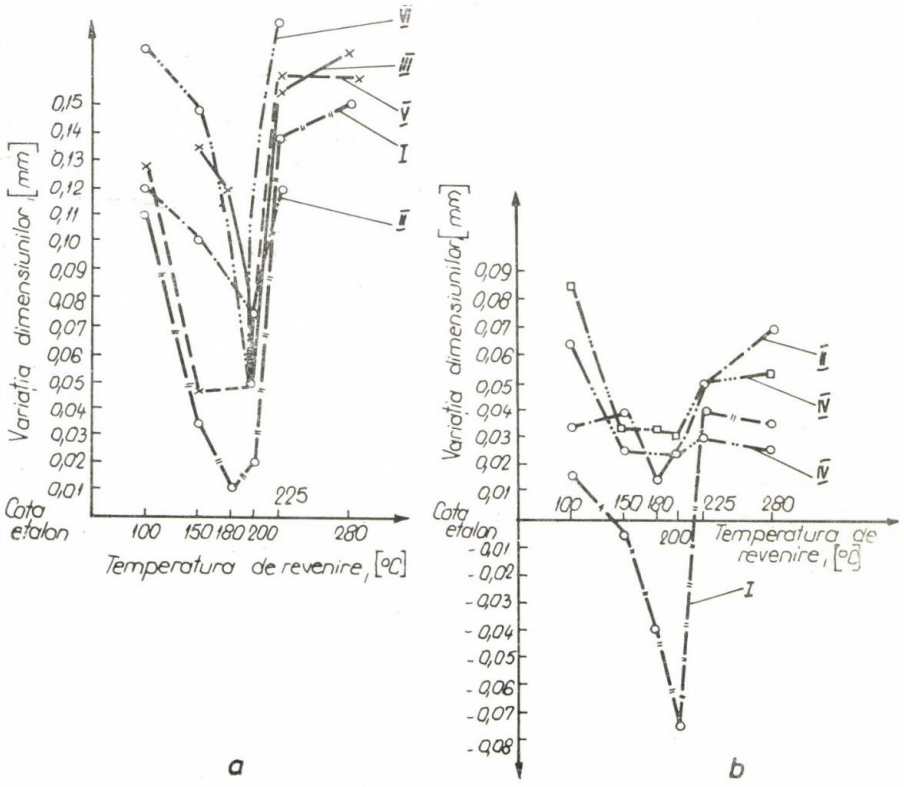


Fig. 3. Variația dimensiunilor inelelor de rulment călite de la 840°C în funcție de temperatura de revenire pentru diferite structuri inițiale : a — la oțelul RUL 1 ; b — la oțelul RUL 2.

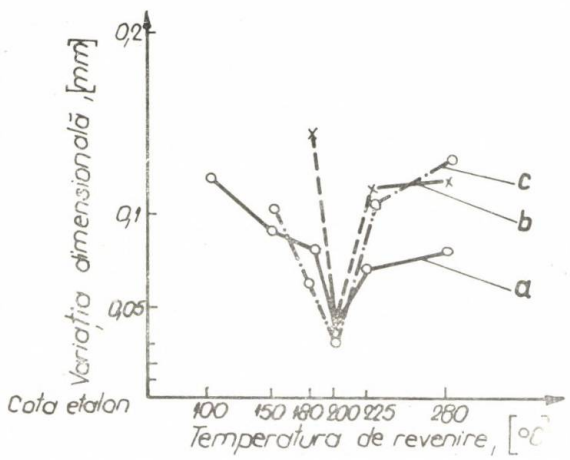


Fig. 4. Variația lungimii probelor călite de la 840°C și revenite la diferite temperaturi .
a — oțelul RUL 2 cu structură inițială de perlită globulară fină ;
b — oțelul RUL 1 cu structură inițială de perlită globulară fină ;
c — oțelul RUL 2 cu structură inițială de perlită globulară fără normalizare prealabilă.

pe de altă parte, datorită coeficientului de dilatare al austenitei reziduale, care este mai mare. Cea mai mică tetragonalitate se obține la temperaturi de revenire de 180—200° C, unde se obține și o variație dimensională minimă. La temperaturi de revenire peste 200° C cantitatea de austenită reziduală este mică sau chiar zero, ceea ce determină din nou o creștere a dimensiunilor, care se mărește apoi pe măsură ce temperatura de revenire crește.

Variația mare a dimensiunilor în cazul structurilor inițiale de perlită lamelară se datorește cantității mari de austenită reziduală care se obține și care determină în cazul oțelului RUL 2 chiar o contracție după tratament. Același aspect al schimbării dimensiunilor s-a înregistrat și în lungime (fig. 4).

Variația lungimii probelor în funcție de timpul de menținere la temperatura de călire este prezentată în figura 5. La timpi scurți de menținere cantitatea de austenită reziduală este mică și martensita fină, ceea ce determină o variație mică a dimensiunilor. La mă-

rirea timpului, martensita devine mai grosolană tetragonalitatea ei crește, iar dimensiunile se măresc. În intervalul de la 15 la 30 de minute acele de martensită se micșorează

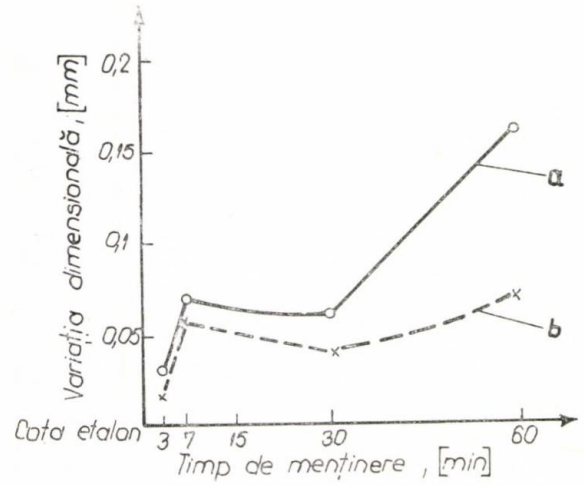


Fig. 5. Variația lungimii probelor călite de la 840°C și revenite la 150°C — 2 ore în funcție de timpul de menținere la călire pentru structura inițială de perlită globulară fină : a — la oțelul RUL 1 ; b — la oțelul RUL 2.

cantitatea de austenită reziduală se mărește însă în continuare, ceea ce determină o scădere a dimensiunilor.

După 30 de minute timp de menținere tetragonalitatea martensitei crește din nou, procentul de austenită reziduală este aproximativ constant, ceea ce determină din nou o creștere a dimensiunilor.

Variațiile dimensionale ale oțelului RUL 2 mai mici decît ale oțelului RUL 1 se datoresc, probabil, cantității de austenită reziduală care este mai mare la oțelul RUL 2 și care determină o scădere a volumului piesei. Din experiențele efectuate [5] rezultă că o schimbare a temperaturii uleiului de călire de la 60° C la 80° C nu provoacă modificări dimensionale sensibile ; ridicarea în continuare a temperaturii uleiului la o valoare de 120° C, determină însă o creștere sensibilă a variației dimensionale.

Concluzii

Din analiza celor expuse mai sus se pot deduce următoarele :

O creștere minimă a dimensiunilor față de cota etalon (atît radială la inele, cît și în lungime la probe) se înregistrează la o călire de la temperaturi de 820—840° C și la o revenire între 150—200° C, atît pentru RUL 1 cît și pentru RUL 2.

Timpul de menținere optim la temperatura de călire este în jur de 30 de minute.

În privința influenței structurii inițiale (de recoacere) asupra schimbărilor dimensionale se pot spune următoarele :

— o variație dimensională minimă se obține la structura de perlită globulară fină și globulară omogenă (conform tabelului 2), atît la RUL 1 cît și la RUL 2 ;

— variații dimensionale maxime se înregistrează la o structură inițială de perlită lamelară, care nu se recomandă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Contorovici, I. E. :* Tratamentul termic al oțelului și al fontei. Editura tehnică, București 1953.

[2] *Cerbukov, A. K. :* Variația dimensiunii pieselor la tratamentul termic. „Metallovedenie i termicieskaia obrabotka metallov", Nr. 7, 1965, p. 55-57.

[3] *Geller, Iu. A :* Instrumentalinîe stali. Izdatelistvo, Mettalurgia, Moskva, 1968.

[4] *Fiterău, V :* Influența tratamentului termic primar asupra structurii și proprietăților oțelurilor pentru rulmenți. Bul. Universității din Brașov, vol. 17, p. 177—182.

[5] *Tudoran, P., Fiterău, V., Apetrei, E. :* Influența încălzirii la 150° C asupra stabilității dimensionale și a ovalității inelelor de rulmenți din oțelul RUL 1, supuse unor regimuri diferite de tratament termic. Buletinul Universității din Brașov, vol. 14, 1972, Seria A, p. 501-506.

CZ : 621.78

Cercetări pentru stab lirea unei tehnologii de obținerea calității jumătate tare la țevile din cupru prin operația de tratament termic

Ing. Lucia **OLTEANU**, ing. A. **HUBERT**, ing. Gheorghe **BUDAI**, ing. Doina **PASCOTĂ**
— Intreprinderea metalurgică — LAROMET — București
Dr ing. Ioana **GROZA** — Institutul Politehnic București

Studiul modului de deformare a cuprului și a soluțiilor solide cu bază de cupru au dus la concluzia posibilității aplicării în practică a unor operații de recoacere la temperaturi sub temperatura de recristalizare, care să asigure proprietăți mecanice superioare asociate cu o bună rezistență la coroziune, evitarea fragilizării și apariției rugozității superficiale.

Particularitățile de deformare ale cuprului și soluțiilor sale solide sînt determinate de valoarea scăzută a energiei defectelor de împachetare, γ, energie care scade și mai mult prin aliere cum rezultă din tabelul 1.

Tabelul 1

Aliajul	Energia defectelor de împachetare γ [J/m² (erg/cm²)]
Cu pur	0,05 (50)
Cu — 14,4% Zn	0,014 (14,4)
Cu — 7,7% Ga	0,012 (12)
Cu — 4,5% Ge	0,0045 (4,5)

În general deformarea plastică a materialelor cu γ mic dă o structură dislocațională specifică prin formarea unor aglomerări plane de dislocații. Datorită energiei reduse a defectelor de împachetare, dislocațiile sînt extinse iar posibilitățile de alunecare transversală-micșorate. La grade mari de deformare, alunecările care se produc dau o structură celulară de dislocații, dar mult mai greu de distins decît în cazul altor metale. Tendința de formare a structurilor celulare de dislocații sau a aglomerărilor plane în funcție de γ și de gradul de deformare este ilustrată în figura 1 [4]. Bourellier și Montuelle [1] caracterizează structura cuprului deformat prin prezența a numeroase blocuri cu contururi nete, în interiorul cărora densitatea de dislocații este mai mică în raport cu matricea ecruisată cu structură foarte confuză, confirmînd astfel tendința de formare și în cupru a unei structuri celulare de dislocații.

Efectul încălzirii materialelor ecruisate asupra densității și distribuției dislocațiilor a fost intens studiat în ultimul timp. Procesele care au loc la încălzire depind de temperatura de încălzire din domeniul inferior temperaturii de recristalizare. La temperaturi joase ($< 0{,}2\ T_{top}$) are loc eliminarea și redistribuirea avansată a defectelor punctuale: recombinarea vacanțelor cu atomii interstițiali, aglomerarea defectelor punctuale, migrarea vacanțelor și a atomilor interstițiali către dislocații.

Încălzirea la temperaturi intermediare ($\approx 0{,}2 \div 0{,}3\ T_{top}$) produce rearanjamentul dislocațiilor și interacțiuni între dislocații. Aceste fenomene sînt însoțite, în general, de creșterea celulelor de dislocații, de reducerea grosimii de perete al sublimitelor și a neregularităților acestora. Interacțiunile constau în anihilarea dislocațiilor de semn opus prin alunecări transversale și reducerea astfel a densității de dislocații de la 10^{10}—10^{11}/cm² la $\approx 10^9$/cm². La restaurarea la temperatură ridicată ($< 0{,}4\ T_{top}$) are loc o rearanjare importantă a dislocațiilor prin alunecări transversale și climb spre formarea subgrăunților în procesul de poligonizare.

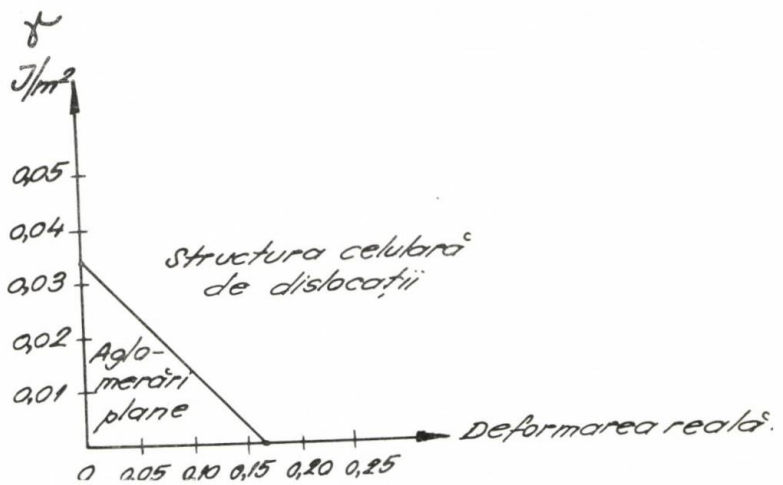


Fig. 1. Dependența structurii de dislocații dintr-un material deformat de valoarea energiei γ a defectelor de împachetare și de gradul de deformare.

În metalele și aliajele cu energie scăzută a defectelor de împachetare, structura de dislocații obținută la încălzire este puțin diferită. Deplasarea dislocațiilor prin alunecări transversale este dificilă, iar prezența atomilor dizolvați o îngreunează și mai mult. În mod frecvent restaurarea este suprimată, astfel că primul fenomen care are loc la încălzire este recristalizarea. Producerea directă a recristalizării s-ar putea explica prin forța motrice

mai ridicată determinată de faptul că n-au avut loc rearanjări de dislocații care să micșoreze densitatea lor. Totuși aceasta nu este o regulă generală. Cuprul foarte pur nu prezintă fenomenul de restaurare a dislocațiilor, în schimb prezența unor impurități duce la apariția structurii poligonizate. Mulți autori citează, în ultima vreme, structuri celulare obținute în cuprul deformat și încălzit analizînd cu această ocazie procesul de durificare obținut prin formarea subgrăunților. Rolland ș.a. [2] ajung la concluzia că diametrul celulelor (subgrăunților) formate în cupru prin încălzire după deformarea plastică se micșorează atunci cînd crește viteza de încălzire. Ei confirmă formula Hall-Petch de durificare, dedusă pentru cazul dependenței rezistenței mecanice de mărimea de grăunte, ca fiind valabilă — cu mici modificări — și pentru cazul subgrăunților.

Intervalul temperaturilor de încălzire pentru cupru și aliajele sale deformate cu grade mari de deformare, indicat în literatură între 200 și 360°C, a fost confirmat prin determinări experimentale în vederea obținerii calității jumătate tare la țevile de cupru prin operația de tratament termic.

Încercări experimentale

Necesitatea întocmirii unei tehnologii de obținere a calității *HA* (jumătate tare) pentru țevile din cupru prin tratament termic a apărut odată cu punerea în funcțiune a mașinii de trefilat țevi cupru în colaci, cu dorn flotant și a imposibilității recoacerii colacilor din cupru în cuptoare adecvate cu atmosferă de protecție înainte de ultima tragere, care asigură prin procedeul clasic — condițiile de livrare a materialului. Se impunea deci elaborarea unei tehnologii pentru recoacerea de recristalizare parțială pentru fiecare dimensiune, temperatură — timp pentru obținerea caracteristicilor mecanice cerute în STAS 523—74.

Prin efectuarea unui tratament termic parțial, țevile din cupru trase la rece cu rezistența de tracțiune la rupere Rm de 41—47 kgf/mm² (402—461 N/mm²) și alungirea relativă la rupere A_{10} de 2—6%, urmează să-și modifice caracteristicile la valorile de minim 25 kgf/mm² (250 N/mm²) pentru Rm și respectiv o alungire relativă la rupere de peste 10%.

Literatura de specialitate, precizează că la temperatura de 200°C alungirea relativă începe să crească brusc, iar rezistența de rupere la tracțiune începe să scadă. Acest lucru este ilustrat și în figura 2.

De asemenea, în literatura de specialitate se consemnează că temperatura de început de recristalizare este caracteristică fiecărui material metalic în parte și este stabilită cu, aproximație, de relația lui Bocivar:

$$T_{recristalizare} = \alpha \cdot T_{top}$$

în care temperaturile se iau în grade absolute, iar α este un coeficient de proporționalitate cuprins între 0,35—0,55. Pentru cupru pur $\alpha = 0{,}36$, în temperatura de recristalizare —215°C.

Trebuia găsită temperatura la care se produce recoacerea parțială și corelată cu timpul de menținere în cuptor pentru a asigura productivitatea necesară cuptorului. Prin încercări efectuate la cuptorul continuu cu atmosferă de protecție, s-a stabilit această temperatură. Încercările efectuate sînt consemnate în tabelele 2, 3, 4, 5 și 6 care au dus la stabilirea temperaturii optime (250°C).

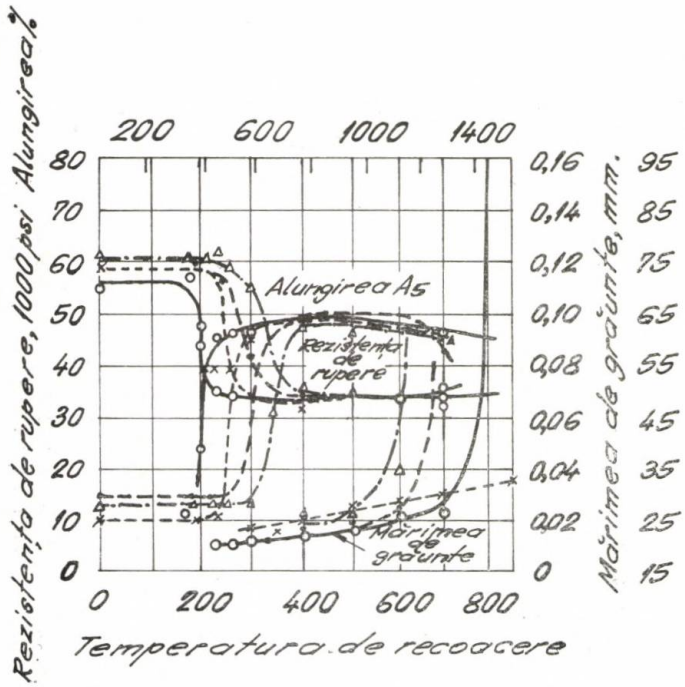


Fig. 2. Diagrama de influență a temperaturii de recoacere asupra proprietăților de rezistență la cupru laminat la rece, cupru electrolitic laminat la rece, cupru fosforos (0,02% P) și cupru fără oxigen. Sîrma trasă la rece cu 62,6% reducere în secțiune și recoaptă timp de 1 oră. Probele sînt executate la temperatura camerei.

LEGENDĂ :

— — — — — — — Cupru laminat.
——————— Cupru electrolitic laminat.
——·——·—— Cupru fosforos.
——— ——— ——— Cupru fără oxigen.

Tabelul 2

Nr. probă	Dimensiunile țevii mm	*Rm* kgf/mm²	A_{10} %	OBS.
1	∅ 12 x 10 (1)	46,4	1,7	
2	∅ 12 x 10 (1)	47,7	5,0	
3	∅ 12 x 10 (1)	47,5	6,6	Înainte de
4	∅ 12 x 10 (1)	47,7	6,6	tratament
5	∅ 12 x 10 (1)	46,4	5,0	
6	∅ 12 x 10 (1)	46,4	3,3	
1	∅ 12 x 10 (1)	28,2	51,5	
2	∅ 12 x 10 (1)	28,2	51,5	
3	∅ 12 x 10 (1)	27,8	51,5	t = 380°C
4	∅ 12 x 10 (1)	27,8	51,5	V = 90 m/h
5	∅ 12 x 10 (1)	27,8	51,5	
6	∅ 12 x 10 (1)	27,5	51,5	
1	∅ 14 x 12 (1)	42,60	2,8	
2	∅ 14 x 12 (1)	42,60	4,3	
3	∅ 28 x 24 (2)	34,40	5,4	Înainte de
4	∅ 21 x 19 (1)	39,20	5,5	tratament
5	∅ 17 x 14 (1,5)	35,70	10,0	
1	∅ 14 x 12 (1)	28	30	
2	∅ 14 x 12 (1)	27,7	27,1	
3	∅ 28 x 24 (2)	27,8	24,6	t = 380°C
4	∅ 21 x 19 (1)	25,8	43,2	V = 90 m/h
5	∅ 17 x 14 (1,5)	26,0	37,8	
1	∅ 12 x 10 (1)	46,4	1,7	
2	∅ 12 x 10 (1)	47,7	5,0	
3	∅ 12 x 10 (1)	47,5	6,6	Înainte de
4	∅ 12 x 10 (1)	47,7	6,6	tratament
5	∅ 14 x 12 (1)	42,60	4,3	
6	∅ 28 x 24 (2)	34,40	5,4	
1	∅ 12 x 10 (1)	30,4	51,5	
2	∅ 12 x 10 (1)	29,0	50,0	
3	∅ 12 x 10 (1)	27,5	45,0	t = 380°C
4	∅ 12 x 10 (1)	28,3	56,7	V = 106 m/h
5	∅ 14 x 12 (1)	26,5	48,5	
6	∅ 28 x 24 (2)	33,6	13,1	

Tabelul 3

Nr. crt.	Dimensiunile țevii mm	*Rm* kgf/mm²	A_{10} %	OBS.
1	2	3	4	5
1	∅ 12 x 10 (1)	46,4	5	
2	∅ 12 x 10 (1)	46,2	5	
3	∅ 12 x 10 (1)	46,4	6,6	
4	∅ 12 x 10 (1)	46,6	5	
5	∅ 12 x 10 (1)	46,6	5	
6	∅ 12 x 10 (1)	46,6	5	
7	∅ 14 x 12 (1)	41,6	4,3	
8	∅ 17 x 14 (1,5)	33,3	5,6	
9	∅ 28 x 24 (2)	36,3	7,7	
10	∅ 27 x 21 (3)	34,7	3,9	
11	∅ 21 x 19 (1)	39,1	5,5	
1	∅ 12 x 10 (1)	27,5	50,0	
2	∅ 12 x 10 (1)	27,3	46,6	
3	∅ 12 x 10 (1)	26.7	48,4	
4	∅ 12 x 10 (1)	27,3	50,0	
5	∅ 12 x 10 (1)	27,3	48,4	
6	∅ 12 x 10 (1)	26,3	48,4	t = 350°C
7	∅ 14 x 12 (1)	25,5	32,8	V = 90 m/h
8	∅ 17 x 14 (1,5)	29,7	13,35	
9	∅ 28 x 24 (2)	34,4	10,00	
10	∅ 27 x 21 (3)	33,0	5,0	
11	∅ 21 x 19 (1)	27,2	15,50	
1	∅ 12 x 10 (1)	27,2	48,4	
2	∅ 12 x 10 (1)	27,2	46,5	
3	∅ 12 x 10 (1)	26,5	50,0	t = 350°C
4	∅ 12 x 10 (1)	27,2	48,4	V = 50 m/h
5	∅ 12 x 10 (1)	26,5	50,0	
6	∅ 14 x 12 (1)	25,8	47,1	

Tabelul 4

Nr. probă	Dimensiunile țevii mm	*Rm* kgf/mm²	A_{10} %	OBS.
1	∅ 12 x 10 (1)	43,7	5	
2	∅ 12 x 10 (1)	43,0	5	Înainte de
3	∅ 12 x 10 (1)	45,0	4,2	tratament
1	∅ 12 x 10 (1)	27,5	50	
2	∅ 12 x 10 (1)	30,8	22,5	t = 300°C
3	∅ 12 x 10 (1)	25,8	46,6	V = 90 m/h
1	∅ 12 x 10 (1)	45	5	Înainte de
2	∅ 14 x 10 (2))	43,4	4,3	tratament
1	∅ 12 x 10 (1)	26,8	50	t = 300°C
2	∅ 14 x 10 (2)	26,6	45,8	V = 800 m/h
1	∅ 12 x 10 (1)	45,5	5	
2	∅ 12 x 10 (1)	45,5	5	Înainte de
3	∅ 12 x 10 (1)	46,4	4,15	tratament
4	∅ 12 x 10 (1)	46,5	5	
1	∅ 12 x 10 (1)	27,8	66,6	
2	∅ 12 x 10 (1)	27,4	48,3	t = 300°C
3	∅ 12 x 10 (1)	26,6	48,3	V = 600 m/h
4	∅ 12 x 10 (1)	27,4	48,3	
1	∅ 12 x 10 (1)	27,9	50	
2	∅ 12 x 10 (1)	27,3	48,3	t = 300°C
3	∅ 12 x 10 (1)	30,2	33,3	V = 500 m/h
4	∅ 12 x 10 (1)	27,8	45	

Tabelul 5

Nr. crt.	Dimensiunile țevii mm	Rm kgf/mm²	A_{10} %	OBS.
1	∅ 12 x 10 (1)	46,4	3,30	
2	∅ 12 x 10 (1)	53,3	4,10	Înainte de tratament
3	∅ 12 x 10 (1)	44,8	3,30	
4	∅ 12 x 10 (1)	47,5	4,10	
1	∅ 12 x 10 (1)	26,3	46,5	
2	∅ 12 x 10 (1)	30,6	50	t = 250°C
3	∅ 12 x 10 (1)	26,5	46,5	V = 60 m/h
4	∅ 12 x 10 (1)	26,4	50	
1	∅ 13 x 11 (1)	27,6	28,6	
2	∅ 14 x 12 (1)	39,7	8	
3	∅ 10 x 6 (2)	39,2	8,75	t = 250°C
4	∅ 8 x 5 (1,5)	25,1	45	V = 60 m/h
5	∅ 5 x 3 (1)	22,4	50	
6	∅ 7 x 6 (0,5)	20,1	50	
1	∅ 13 x 11 (1)	41,6	2,86	
2	∅ 14 x 12 (1)	70,7	6	
3	∅ 10 x 6 (2)	41,2	6,25	Înainte de
4	∅ 8 x 5 (1,5)	41,4	6,7	tratament
5	∅ 5 x 3 (1)	39,8	8	
6	∅ 7 x 6 (0,5)	34	5	
1	∅ 13 x 11 (1)	25,8	37,2	
2	∅ 14 x 12 (1)	30,5	18	
3	∅ 10 x 6 (2)	30,9	21,4	t = 250°C
4	∅ 8 x 5 (1,5)	24	50	V = 30 m/h
5	∅ 5 x 3 (1)	27,9	52	

Tabelul 6

Nr. probă	Dimensiunile țevii mm	Rm kgf/mm²	A_{10} %	OBS.
1	∅ 12 x 10 (1)	41,7	3,34	
2	∅ 16 x 13 (1,5)	42	6,75	Înainte de
3	∅ 16 x 15 (0,5)	44,5	3,35	tratament
4	∅ 27 x 21 (3)	32,2	2,98	
1	∅ 12 x 10 (1)	32,2	25	
2	∅ 12 x 10 (1)	34,2	21,6	
3	∅ 16 x 13 (1,5)	34,5	17,8	
4	∅ 16 x 13 (1,5)	30,2	27,8	t = 210°C
5	∅ 16 x 15 (0,5)	41	5	V = 300 m/h
6	∅ 16 x 15 (0,5)	40,6	5	
7	∅ 27 x 21 (3)	33,5	5,85	

În condițiile folosirii gazului de protecție și a menținerii conținutului de hidrogen (3%), parametrii tehnologici ai recoacerii parțiale stabiliți au fost :

1. Menținerea aceleiași temperaturi (250°C) în cele trei zone de încălzire a cuptorului.

2. Durata de menținere a țevilor în cuptorul propriu-zis și canalul de răcire.

Pentru determinarea duratei de încălzire a fost necesar :

1. Alegerea unui parametru dimensional variabil.
2. Efectuarea calculelor teoretice de încălzire.
3. Trasarea diagramei de variație a timpului de încălzire sau a duratei de trecere a țevilor prin cuptor, din care să rezulte variația vitezei de transport în funcție de parametrul dimensional variabil ales.
4. Efectuarea încercărilor de recoacere parțială pe probe de țevi și apoi pe șarje industriale.
5. Verificarea caracteristicilor mecanice impuse de STAS 523—74.

Parametrul variabil. Ca parametru dimensional variabil s-a ales grosimea de perete a țevii.

Calcule teoretice. În literatura de specialitate nu s-a găsit un model de calcul. Ținînd seama de caracteristicile fizice ale cuprului și de aspectul exterior, de condițiile de caracterizare ale cuprului deformat plastic la rece și de modul de încălzire bilateral, s-a ales metoda de calcul indicată pentru încălzirea corpurilor subțiri, cînd temperatura cuptorului este constantă. Țevile din cupru cu dimensiunile prevăzute în STAS pot fi încadrate în categoria corpurilor subțiri, întrucît criteriul Biot, în cazul acestor materiale, are o valoare mult inferioară față de limita de 0,25. Metoda de calcul are la bază formula :

$$\tau = \frac{s \cdot \gamma \cdot c}{k \cdot \alpha_m} \cdot 2{,}3 \lg \frac{t_{cupt} - t_i}{t_{cupt} - t_f} \text{ [ore]} \qquad (1)$$

în care :

τ — durata de încălzire, [ore] ;
S — grosimea țevii, [mm] ;
γ — densitatea materialului, (pentru cupru — 8,933 kg/m³) ;
c — căldura specifică teoretică a cuprului ;
K — coeficient de formă (pentru forme rotunde, K = 2) ;
α_m — coeficient de cedare a căldurii,

$$\left(\alpha_m = \frac{\alpha_i + \alpha_f}{2}\right)$$

Căldura specifică teoretică a cuprului se calculează cu formula : $c = 5{,}41 + 1{,}50 \cdot 10^{-3} \cdot T$, [cal/md. grad], unde T este temperatura în °K. Coeficienții α_i și α_f se calculează cu :

$$\alpha_i = c \frac{\left(\frac{T_{cupt}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_i}{100}\right)^4}{t_{cupt} - t_i}, \left[\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot {}^\circ\text{C}}\right] \qquad (2)$$

$$\alpha_f = c \frac{\left(\frac{T_{cupt}}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_f}{100}\right)^4}{t_{cupt} - t_f}, \left[\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot {}^\circ\text{C}}\right] \qquad (3)$$

unde :

c — este o constantă de radiație, [Kcal/m^2 · s · °K] ;

T_i , t_i — temperatura țevilor la începutul intervalului de încălzire ;

T_f , t_f — temperatura țevilor la sfîrșitul intervalului de încălzire.

Constanta de radiație se calculează cu formula :

$$c = \varepsilon \cdot C_o \qquad (4)$$

unde :

C_o — constanta de radiație a corpului negru $\left(C_o = 4{,}9 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot {}^\circ\text{K}}\right)$;

ε — coeficientul de capacitate pentru cupru prelucrat între 100—500°C ($\varepsilon = 0{,}2$).

Ciclul de încălzire s-a împărțit în trei zone :

Zona I	20—100°C ;
Zona II	100—180°C ;
Zona III	180—230°C ;

Ținînd cont că recoacerea parțială se face în atmosferă de protecție, aspectul lucios al țevilor se menține constant în toate cele trei zone.

Diagrama de variație a timpului de încălzire sau a duratei de trecere a țevilor din cupru prin cuptor în funcție de grosimea de perete, a fost obținută cu ajutorul formulei (1).

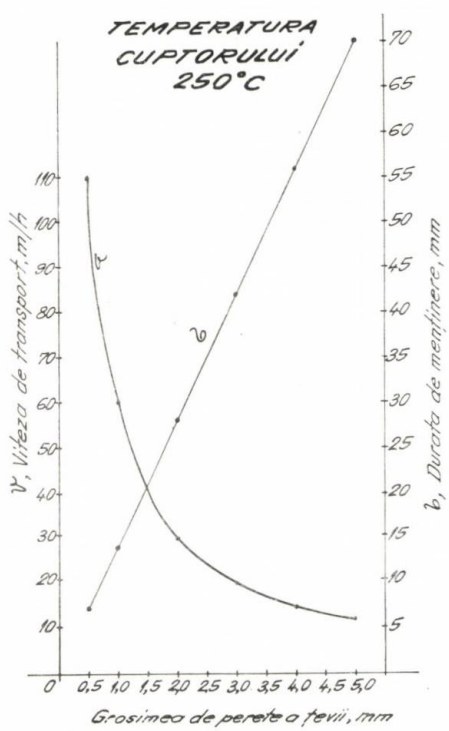


Fig. 3. Diagrama de variație a timpului de încălzire sau a duratei de trecere a țevilor din cupru prin cuptor în funcție de grosimea de perete.

Încercări de recoacere parțială. După stabilirea duratei de menținere teoretică, din diagramă, s-a trecut la verificarea practică pe cuptor. Astfel s-au prelevat din aceeași țeavă din cupru probe pentru determinarea rezistenței de rupere la tracțiune înainte de recoacere parțială și după tratament.

S-a verificat, de asemenea, uniformitatea tratamentului termic pe secțiunea transversală a cuptorului, prelevînd probe din țevi de la marginile și mijlocul cuptoruui, ținînd seama că la temperatură joasă o diferență cît de mică ar putea influența asupra caracteristicilor produsului.

Rezultatele obținute au arătat uniformitatea încălzirii materialelor în cuptor, confirmînd siguranța în exploatare la această temperatură a cuptorului.

După verificarea timpului de menținere (a vitezei de înaintare) pe dimensiuni de țevi, s-au verificat (cu asistența tehnică a personalului grupei de cercetare), recoaceri parțiale pe șarje industriale, definitivînd astfel tehnologia.

Verificarea caracteristicilor mecanice după tratament termic. Țevile din cupru, după ce au suferit operația de tratament termic parțial, sînt verificate din punct de vedere al caracteristicilor mecanice în cadrul laboratorului și trebuie să se încadreze în prescripțiile STAS 523—74.

Concluzii

Verificările recoacerii parțiale pe șarje industriale au confirmat justețea calculelor teoretice, cu mențiunea că pentru țevi cu grosimea de perete de 0,5 mm (unde viteza calculată teoretic este de 110 m/h), pentru obținerea rezultatelor optime de caracteristici mecanice pentru jumătate tare, ea este de 90 m h.

Încărcarea țevilor pe lățimea cuptorului se va face numai cîte un rînd, iar distanța între două șarje va fi respectată conform semnalizatorului luminos amplasat pe cuptor, care indică intrarea șarjei respective în cuptorul propriu-zis.

Pentru asigurarea unei suprafețe blanc a țevilor din cupru înainte de introducerea în cuptor țevile se vor șterge manual de ulei și murdărie.

Se vor respecta instrucțiunile de deservire a cuptorului cu gaz de protecție (hidrogen — 3) la fel ca pentru recoacerea de recristalizare totală (la calitate moale) a produselor din cupru.

Se vor verifica periodic, caracteristicile mecanice obținute prin acest tip de tratament — pe cîteva țevi — asigurîndu-se astfel funcționalitatea normală a celor trei zone ale cuptorului, preîntîmpinînd repetarea tratamentului termic la șarje industriale.

Acest tip de tratament se poate aplica pe orice profil din cupru cu condiția ca ecruisarea materialului înainte de tratament termic să fie de minim 40%.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bourellier, F., Montuelle, J.:* Mémoires scientifiques de la Revue de Métallurgie, 64, nr. 1, 1968, p. 65.

[2] *Rolland, M., Gregoire, P., Liang, W. K.:* Métaux, 51, nr. 614, 1976, p. 359.

[3] * * *: Procedé pour améliorer la résistance au fluage et la résistance á la detente des tensions des alliages à base de Cu. Brevet franc. cl. C 22 F 1/08 C 22 C 9/04 nr. 2277156, apărut 2.VII.1974, nr. 7423054, publicat 30.I.1976.

[4] *Mc. Elroy, R. J., Szkopiak, C. Z.:* International Metallurgical Review, vol. 17, 1972, p. 175.

[5] *Pucicov, B. J., Rahstadt, A. G., Rogelberg, L. L., Gaoze, A. L.:* Meallovedenie i termicescaia obrabotca metallov, nr. 3, 1965, p. 17.

[6] *Pucicov, B. J., Rogelberg, L. L.:* Fizica metallov i metallovedenie, vol. 10, p. 302.

[7] *Iveronova, V. I., Osipenko, N. N.:* Fizica metallov i metallovedenie, vol. 20, 1965, p. 417.

CZ : 669.24 : 621

Posibilitățile de reducere a consumului de nichel în industria construcțiilor de mașini (cu referire numai la oțeluri)

Ing. Dinu **IONESCU**, ing. Rodica **MOCANU**, ing. Raluca **PÎRVULESCU** – ICPTSC București

Avantajele nichelului ca element de aliere în oțeluri, sînt cunoscute de multă vreme și se confirmă mereu, prin faptul că se folosesc în permanență oțeluri cu nichel pentru realizarea reperelor puternic solicitate, sau lucrînd în condiții deosebite, în ciuda prețului său ridicat. Totuși, așa numita „criză a nichelului din anul 1969", prețul ridicat al nichelului și al aliajelor acestuia, precum și faptul că țara noastră procură nichelul exclusiv din import sînt factori care impun o permanentă preocupare pentru reducerea consumului acestui metal deficitar.

Pe baza unor sondaje și analize în întreprinderile MICM s-a stabilit că în ultimii 10 ani, consumul de nichel a cunoscut creșteri de 6 . . . 10% anual, adică cererea de nichel aproape s-a dublat pe ansamblul industriei construcțiilor de mașini. O motivare a sporirii consumului de nichel în România se bazează pe unele aspecte generate de creșterea rapidă a potențialului economic și de dezvoltarea multilaterală a industriei țării noastre și anume:

1. *Dezvoltarea exportului, în special de utilaj chimic și petrolier.* După cum se știe, normele internaționale cît și standardele de produse românești prevăd utilizarea oțelurilor care conțin nichel pentru fabricarea pieselor de mare răspundere, care funcționează în medii agresive, sau la temperaturi scăzute, ori în condiții de solicitare mecanică la temperaturi ridicate.

2. *Execuția unor repere componente ale unor utilaje realizate după licență.* De obicei licențiatorul impune folosirea celor mai bune oțeluri, cu scopul de a avea siguranța unei bune comportări în exploatare și pentru a asigura competitivitatea produselor proprii.

3. Tendința de a asigura o *productivitate mărită și o durabilitate maximă a sculelor de deformare la cald*, a făcut să se folosească în exclusivitate oțelurile care conțin nichel, alături de oțelul VC W 85.

4. Necesitatea de a *proteja anticoroziv și decorativ cu nichel*, prin acoperirea electrochimică a anumitor repere, în special în construcția de automobile.

5. *Dezvoltarea industriei aeronautice* care implică utilizarea unor oțeluri aliate cu nichel în execuția unor piese de importanță deosebită, solicitate puternic și care lucrează în condiții de vibrații puternice, sau cu treceri rapide la temperaturi extreme.

6. *Realizarea unor repere cu caracter deosebit* sau a unor piese pentru care nu există date suficiente asupra solicitărilor din exploatare, cît și a celor cu destinație specială.

Trebuie subliniat însă că această creștere a consumului de nichel din ultimii 10 ani în construcția de mașini este cu mult în urma creșterii producției industriale din această ramură. Curba care ar reprezenta creșterea consumului de nichel este inferioară celei care ar arăta cantitatea de metal utilizat pentru industria construcțiilor de mașini, astfel că se poate afirma că ponderea nichelului raportată la cantitatea de oțel folosit este în scădere.

În industria constructoare de mașini sînt trei categorii principale de consumatori de nichel.

O categorie este formată din întreprinderile care folosesc diferite profile pentru construcții metalice în construcția de locomotive, motoare, utilaj petrolier, utilaj chimic și altele.

O altă categorie este cea a întreprinderilor care folosesc oțeluri inoxidabile și anticorozive pentru construcția diferitelor utilaje din industria chimică și a celor care lucrează în condiții de agresivitate deosebită.

În a treia categorie intră întreprinderile care execută acoperiri de protecție prin nichelare.

În afară de acestea, toate întreprinderile constructoare de mașini care posedă secții de forjă, utilizează, de asemenea, blocuri de matrițe executate în special din oțeluri conținînd nichel.

Folosirea rațională a oțelurilor cu nichel în industria construcțiilor de mașini, numai în cazuri bine justificate, este posibilă prin adoptarea unor măsuri judicioase, atît în compartimentele de concepție cît și în secțiile de producție. Mijloacele de reducere a consumului de nichel sînt diferite, dar ele trebuie să aibă la bază totdeauna analize și calcule temeinice, care — în final — să nu afecteze durabilitatea și securitatea mașinilor și agregatelor în exploatare.

O cale directă de reducere a consumului de nichel (în turnătorii) este **îmbunătățirea tehnologiilor,** prin care se poate mări coeficientul de scoatere din oțel lichid la piese turnate și lingouri, se poate reduce pierderea de metal în maselote (prin rebuturi sau adaosuri tehnologice), sau se poate reduce consumul de feroaliaje. Se pot, de asemenea, sorta și marca deșeurile, în vederea recuperării și utilizării materialelor cu nichel numai la elaborarea și turnarea unor lingouri și piese care necesită aliere cu acest element.

O altă posibilitate de reducere a consumului de nichel, constă în **mărirea durabilității** pieselor sau sculelor, datorită ridicării parametrilor funcționali, ca urmare a aplicării unor tratamente termice sau termochimice, unor acoperiri galvanice, sau de altă natură. Se realizează astfel o creștere a duratei de viață a reperelor executate din oțeluri aliate cu nichel, sau se ridică anumite caracteristici fizico-mecanice (care se obțin în mod curent la oțeluri fără nichel) pînă la nivelul celor realizate de către oțelurile aliate cu nichel. Mijloacele cu care se pot realiza aceste efecte sînt diferite și se pot pune în aplicare, fie direct în orice întreprindere, fie ca urmare a unor cercetări și experimentări. Procedeele, care pot fi aplicate în acest sens, sînt următoarele :

— tratamente termomecanice ;
— tratamente termice izoterme ;
— tratamente termochimice (cromizare, cromalitare, nitrurare, sulfizare, feroxare, nitroferoxare) ;
— tratamente complexe sau combinații între cele amintite mai sus ;
— acoperiri electrochimice (cromare, zincare, cadmiere) ;
— placarea tablelor din oțeluri slab aliate cu oțeluri bogat aliate, sau cu mase plastice ori alte materiale ;
— îmbunătățirea calității oțelurilor de construcții metalice, prin realizarea unei granulații dirijate, scăderea conținutului de incluziuni și oxigen, alierea sau microalierea suplimentară cu V, Mo, B, ș.a. ;
— alierea oțelurilor inoxidabile care conțin nichel cu mangan, azot, cupru, molibden pentru înlocuirea unei părți din cantitatea de nichel.

Acestea sînt măsuri cu caracter tehnologic, cu efect concret, imediat.

O altă serie de **măsuri cu caracter tehnico-organizatoric** pot avea efect mai îndepărtat, dar care nu poate fi neglijat. Acestea sînt următoarele :

— solicitarea acordului de înlocuire a oțelurilor aliate cu nichel (la piesele executate după licență), de la firmele licențiatoare, acolo unde este posibil ;
— crearea unei comisii a M.I.C.M. pentru avizarea proiectelor de utilaje și instalații, din punct de vedere al utilizării corecte a oțelurilor aliate cu nichel (sau cu alte elemente deficitare), sau repartizarea acestei sarcini unor institute de specialitate ;
— difuzarea de către M.I.C.M. la întreprinderile constructoare de mașini a „Materialului tehnic îndrumător privind posibilitățile de utilizare rațională a unor oțeluri aliate de construcție și de scule", elaborat de ICPTSC București, în vederea ușurării alegerii corecte a oțelurilor aliate la proiectarea pieselor sau matrițelor ;
— includerea, ca sarcină permanentă pentru serviciile de concepție din întreprinderi și pentru institutele de proiectări, a economiei de oțeluri aliate cu elemente deficitare și a înlocuirii oțelurilor care conțin nichel, cu alte oțeluri (în condițiile menționate mai sus).

În cursul ultimilor cinci ani, I.C.P.T.S.C. București a efectuat unele cercetări care au contribuit la stabilirea condițiilor de înlocuire a unor oțeluri cu nichel în extracția anumitor repere.

La Întreprinderea de strunguri din Arad s-a putut trece, pe baza unor experimentări, la înlocuirea oțelului 13 C N 35 cu 15 Mo M C 12 și 21 Mo M C 12, în execuția unor roți dințate de la mașini unelte. Pînă în prezent aceste piese se comportă corespunzător, toată cantitatea de roți dințate fiind realizată din oțeluri fără nichel. În producția de piese pentru mașini agricole de la Întreprinderea „7 Noiembrie" din Craiova, s-a înlocuit cea mai mare parte din oțelurile care conțineau nichel. Astfel, oțelurile 13 C N 33 și 13 C N 30 s-au înlocuit cu oțelul 21 Mo M C 12, iar oțelul 34 Mo C N 15, cu oțelul 41 Mo C 11. Cea mai mare parte a pieselor fabricate de către această întreprindere, erau realizate în urmă cu 5...6 ani, din oțeluri care conțineau nichel. După înlocuire, piesele în cauză executate de întreprinderile amintite, realizează aceleași performanțe mecanice.

De asemenea, la Întreprinderea „Independența" Sibiu, ca urmare a unor cercetări de laborator și după urmărire în exploatare, s-a realizat înlocuirea oțelului 13 C N 30 cu 18 M C 10, la diverse repere din producția de unelte pneumatice. Înlocuirea efectuată nu a creat nici un fel de dificultăți, atît în exploatare cît și la tratament termic.

În ceea ce privește realizarea matrițelor de deformare la cald, s-au efectuat determinări comparative ale caracteristicilor mecanice la temperatură, pentru 4 oțeluri mai cunoscute, V C W 85, Mo C N 15, Mo C M 14 și Mo S C 30. Rezultatele obținute, sub forma unor diagrame de variație a proprietăților mecanice în funcție de temperatura de încercare, au permis să se precizeze anumite domenii de utilizare pentru fiecare oțel. A ieșit, de asemenea, în evidență faptul că în anumite situații, oțelul cu 1,5% nichel este folosit nerațional. În cazul unor scule pentru piese cu configurație simplă utilizate pe prese, adică la matrițe care funcționează în condiții de solicitare mai reduse, unde proprietățile de tenacitate nu sînt hotărîtoare, se poate utiliza cu succes oțelul Mo S C 30, care asigură o rezistență mai mare a figurii. Posibilitatea înlocuirii oțelului cu nichel cu oțelul Mo S C 30, în execuția unor matrițe de formare la cald, a fost demonstrată la Întreprinderea de Autocamioane din Brașov.

La Întreprinderea „UNIO" Satu-Mare se aplică operația de cromizare a matrițelor, realizîndu-se creșteri de durabilitate pînă la 100%.

Aceste cîteva exemple arată o parte din eforturile care s-au făcut în direcția reducerii consumului de nichel cu sprijinul unui institut de specialitate. Desigur că posibilitățile de reducere a consumului de nichel sau alte elemente deficitare, nu sînt epuizate. Preocupările în această problemă sînt actuale și trebuie să rămînă în continuare în atenția factorilor de concepție din toate întreprinderile. Apreciem, în încheiere, că se pot reține următoarele **aspecte mai importante** în legătură cu utilizarea oțelurilor care conțin nichel:

I. — Oțelurile cu nichel pentru construcții metalice incluse în STAS 791-66 pot fi înlocuite cu oțeluri fără nichel sau cu conținut redus de nichel, pe baza unei concepții corecte care să țină seama de rolul funcțional îndeplinit de piesele în cauză. Excepție pot face reperele de mare răspundere sau cu solicitări fizico-mecanice deosebite.

II. — Se pot realiza matrițe de deformare la cald din oțelul Mo S C 30, în locul celor care conțin nichel, în situația folosirii unor scule mai puțin solicitate și cu configurația gravurii mai simplă.

III. — Înlocuirea oțelurilor inoxidabile și anticorozive care conțin nichel, nu poate fi făcută decît în cazuri excepționale, sau numai pe baza unor cercetări și experimentări care să găsească soluțiile cele mai adecvate de înlocuire.

De asemenea, trebuie subliniat că înlocuirea oțelurilor cu nichel nu se poate face în mod mecanic, ci numai pe baza, unei analize foarte atente a condițiilor în care funcționează piesa respectivă.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: Oțeluri de înlocuire fără nichel sau cu conținut redus de nichel sau alte elemente deficitare. Lucrarea de cercetare ICEM, 752/1970 și 564/1971.

[2] * * *: Lucrarea de cercetare ICPTSC, MRJ/MNH, 1971—1973.

[3] * * *: Material tehnic îndrumător privind posibilitățile de utilizare rațională a unor oțeluri aliate. ICPTSC, 1973.

[4] *Champin, B. ș.a.:* Economia și utilizarea rațională a nichelului în oțelurile speciale de mare consum. În „Revue de Metallurgie", mai 1972, nr. 5, p. 347—365.

[5] *Weymueller, R. C.:* Alegerea corectă a oțelurilor „EX". În „Metal Progress" S.U.A., vol. 98, nr. 4, oct. 1970 p. 130—134 și 137.

CZ : 621.983 : 669.16 : 669.15 — 194

Cercetări privind matrițarea la semicald a unor piese din oțel carbon și slab aliate

Prof. dr. ing. Ioan **DRĂGAN**, ing. Nicolae **BOÉR** — Institutul Politehnic Cluj-Napoca

Matrițarea la semicald tinde să ocupe un loc tot mai important în prelucrarea metalelor prin deformare. Prin acest procedeu se pot obține piese cu o calitate bună a suprafeței și o precizie dimensională ridicată, apropiată de calitatea suprafeței și a preciziei dimensionale obținute prin matrițare la rece. Prin urmare, la piesele matrițate la semicald se pot prevede adaosuri de prelucrare cu mult mai mici decît în cazul matrițării clasice la cald, făcîndu-se în acest fel economie de material și manoperă la prelucrarea prin așchiere. De asemenea, prin matrițare la semicald se pot prelucra prin așchiere. De asemenea, prin matrițare la semicald se pot prelucra prin deformare piese din oțeluri cu deformabilitate mai redusă, pe utilaje mai mici în comparație cu matrițarea la rece.

Răspîndirea industrială a procedeului de matriţare la semicald este îngreunată însă de lipsa unor date suficiente privind rezistenţa la deformare a oţelurilor în acest domeniu de temperaturi (care este mai mare) şi, de asemenea, de indicele de deformabilitate mai scăzut în comparaţie cu matriţarea la cald. Dacă se urmăreşte variaţia rezistenţei la deformare şi a deformabilităţii metalelor şi aliajelor, aceasta are loc ca în figura 1. Punctul

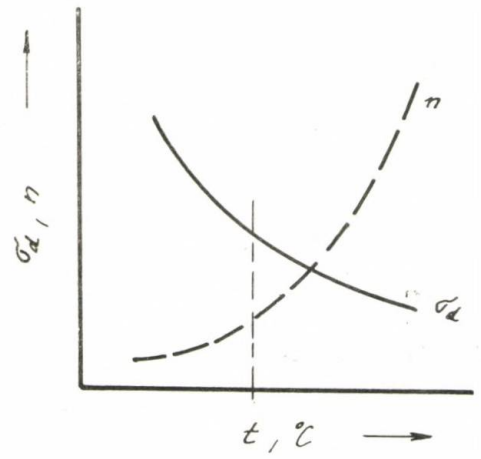


Fig. 1. Variaţia rezistenţei la deformare şi a deformabilităţii metalelor şi aliajelor în domeniul semicald.

de creştere accentuată a deformabilităţii, cu scăderea continuă a rezistenţei la deformare corespunde începutului de recristalizare, respectiv apariţiei deformării intercristaline alături de deformarea intracristalină, deformarea la semicald fiind considerată deasupra acestui punct.

Nu se cunosc multe date nici cu privire la durabilitatea matriţelor în condiţiile matriţării la semicald, a structurii obţinute în urma deformării şi a durităţii. De asemenea, nu se cunosc multe date referitoare nici la modificările structurale şi de duritate care au loc la încălziri ulterioare.

În prima parte a lucrării se propune studiul rezistenţei la deformare, a deformabilităţii, a structurii şi durităţii determinate prin încercări de răsucire în domeniul 500—850° C, comparativ cu 1000° C, considerat aproximativ ca temperatura medie a domeniului de deformare la cald a oţelurilor. În cadrul acestor experimentări s-au considerat şi temperaturile peste punctul de transformare Ac_1, deoarece şi acestea pot să fie utilizate pentru deformare la semicald, cu toate că există rezerve privind utilizarea acestui domeniu (bifazic) pentru deformări plastice. Încercările efectuate caută să prezinte relaţii calitative şi cantitative privind oportunitatea utilizării acestui domeniu de temperaturi pentru matriţare.

Pentru experimentări s-au considerat două oţeluri, care din cauza conţinutului mai ridicat de carbon sau a prezenţei elementelor de aliere prezintă dificultăţi majore în privinţa aplicării procedeului de deformare la rece. S-au făcut încercări asupra oţelurilor OLC 45 şi 13 C N 35, la două viteze de deformare depărtajate între ele de cca. 10 ori.

Descrierea instalaţiei de încercare prin răsucire, metodica utilizată la măsurarea parametrilor de deformare au fost prezentate în lucrări anterioare [1, 2, 3].

Rezultatele experimentale privind variaţia rezistenţei la deformare în funcţie de temperatura de încercare şi cea a deformabilităţii,

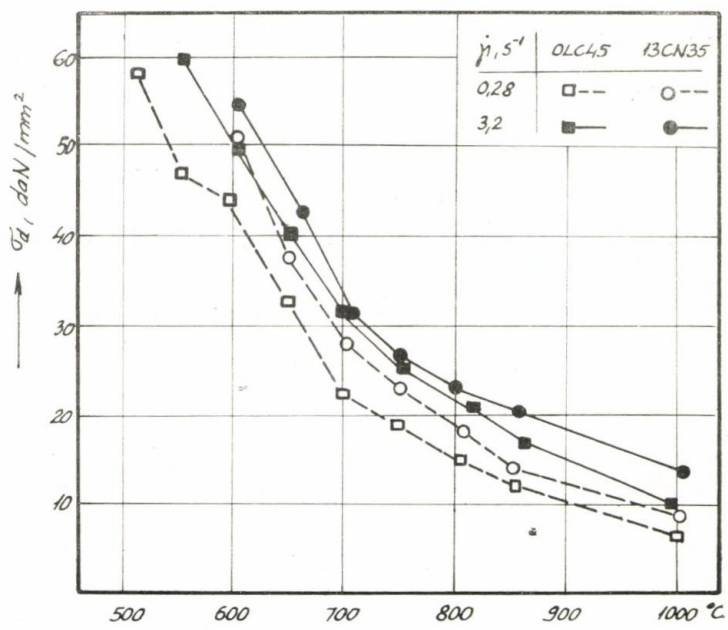


Fig. 2. Variaţia rezistenţei la deformare în funcţie de temperatura de încercare

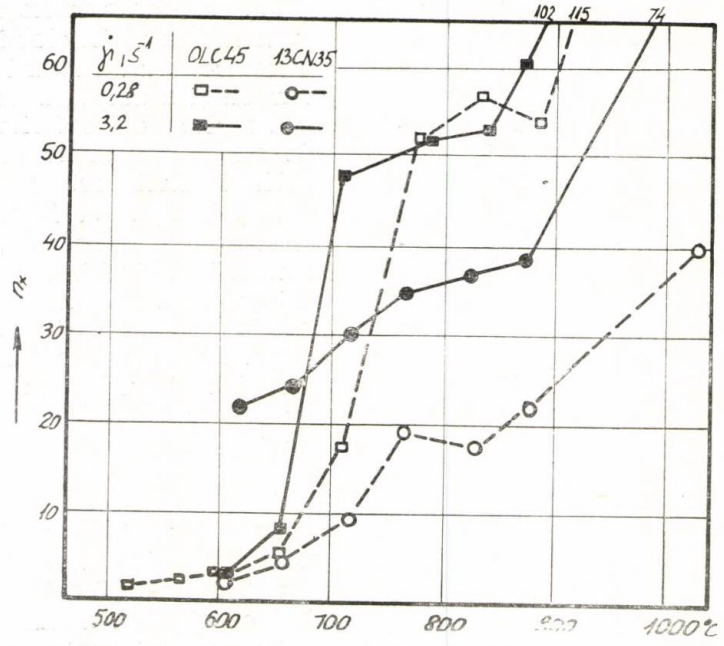


Fig. 3. Variația deformabilității în funcție de temperatura de încercare.

exprimată prin numărul de răsuciri pînă la rupere, la cele două viteze de deformare, sînt prezentate în figura 2, respectiv figura 3. În figura 4 și figura 5 se prezintă raportul dintre rezistența la deformare și deformabilitatea oțelurilor studiate, deformate la diferite temperaturi, comparativ cu valorile măsurate la 1000° C.

În vederea determinării unui cîmp de valabilitate a unei încercări singulare de răsucire la semicald, s-a procedat la o serie de încercări privind reproductibilitatea rezultatelor în următoarele condiții de lucru :

temperatura nominală — 700° C ;
viteza de deformare — 3,2 s^{-1} ;
încercări efectuate consecutiv.

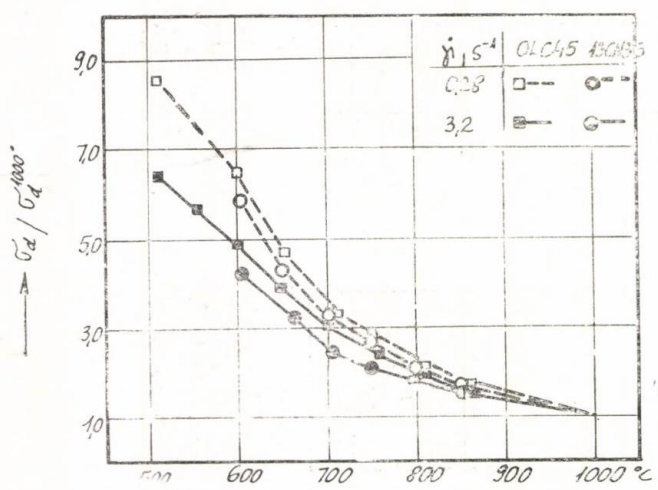


Fig. 4. Variația rezistenței la deformare relativă — față de 1000° C — cu temperatura.

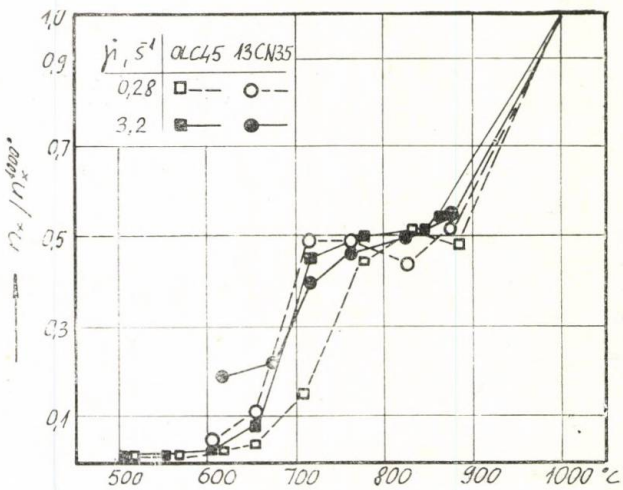


Fig. 5. Variația deformabilității relative — față de 1000° C — cu temperatura.

Rezultatele experimentale obținute s-au trecut în tabelul 1 pentru rezistența la deformare și în tabelul 2 pentru deformabilitate.

În partea a doua a lucrării se prezintă anumite aspecte privind structura și caracteristicile mecanice ale oțelurilor deformate la semicald. Comparativ cu procesele de deformare la rece, deformarea la semicald permite obținerea unor grade de deformare mai mari, și deci o structură mai fină. În funcție de condițiile de deformare (temperatură, viteză, etc.), de asemenea condițiile de răcire a piesei deformate, structura rezultată poate să nu fie recristalizată, recristalizată parțial sau chiar total, rămînînd însă foarte fină.

Tabelul 1

Rezistența la deformare

Numărul încercării	Oțel	
	OLC 45	13 C N 35
I	33,8	34,2
II	31,8	30,2
III	31,4	33,6
IV	31,4	32,2
V	31,8	33,6
Abaterea maximă a temperaturii de început a deformării, °C	±2	±2
Abaterea maximă a razei porțiunii deformabile a epruvetei, mm	—0,020	+0,025
Coeficient de corecție maxim aplicabil la determinarea rezistenței la deformare datorită abaterii razei porțiunii deformabile	1,015	0,982
Valoarea medie aritmetică a rezistenței la deformare, daN/mm²	32,0	32,8
Abaterea maximă față de valoarea medie aritmetică a rezistenței la deformare, %	+5,5	—7,9

Tabelul 2

Deformabilitatea

Numărul încercării	Oțel	
	OLC 45	13 C N 35
I	45	31
II	46,5	30,5
III	42,5	30,5
IV	47,5	29,5
V	45	31,5
Domeniul temperaturilor medii, °C	708...710	712...706
Valoarea medie aritmetică a temperaturilor medii, °C	709	709
Valoarea medie aritmetică a indicelui de deformabilitate	45,3	30,6
Abaterea maximă a indicelui de deformabilitate față de valoarea medie, %	—6,2	—3,6

În figura 6 se prezintă structura unui oțel cu conținut redus de carbon (OLC 15), deformat prin răsucire la rece (a) cu grad de deformare $\gamma = 2{,}0$ (4 răsuciri pînă la rupere) și la 600° C (b) cu grad de deformare $\gamma = 7{,}0$ (10 răsuciri, fără ruperea epruvetei).

Fig. 6. Structura unui oțel cu conținut redus de carbon deformat prin răsucire : a) la rece;

b) la 600° C.

Structura deformată la semicald prezintă stabilitate bună la menținere la temperatură. În figura 7 a se prezintă structurile deformate

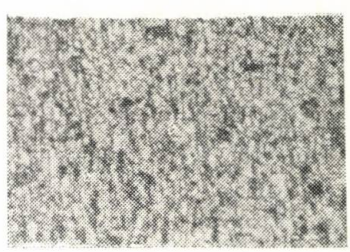
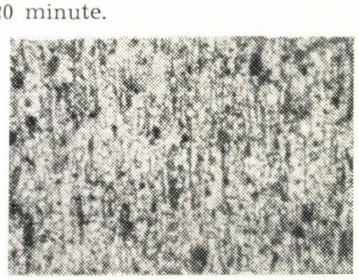
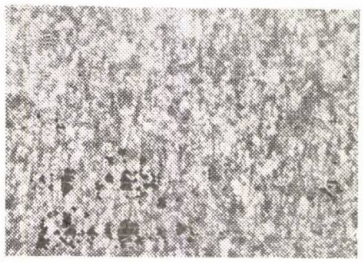


Fig. 7 a. Structurile deformate prin răsucire la semicald (600° C, 10 răsuciri) și menținute ulterior la 600° C timp de 7,5, 15, 30, 60 și 120 minute.

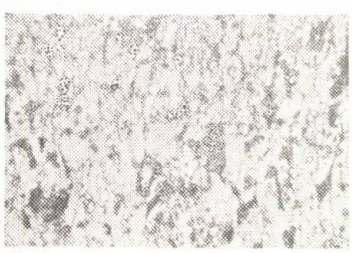


15'



30'

60'



120'

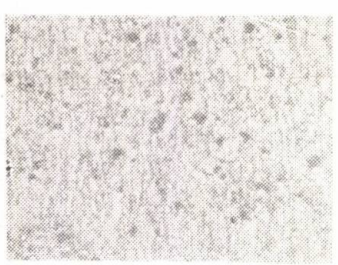
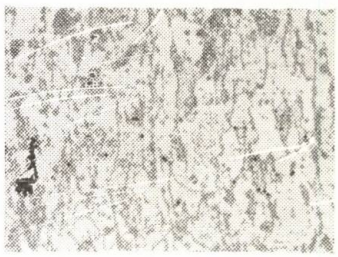


Fig. 7 b. Structurile deformate prin răsucire la semicald (600° C, 10 răsuciri) și menținute ulterior la 700° C timp de 7,5, 15, 30, 60 și 120 minute.

15'



30'

60'

120'

prin răsucire la semicald (600° C), 10 răsuciri) și menținute tot la 600° C timp de 7,5; 15; 30; 60 și 120 minute respectiv, iar în figura 7 b structurile rezultate în urma încălzirii la 700° C. În figura 8 se arată variația durității cu durata de menținere la temperaturile de 600° și 700° C.

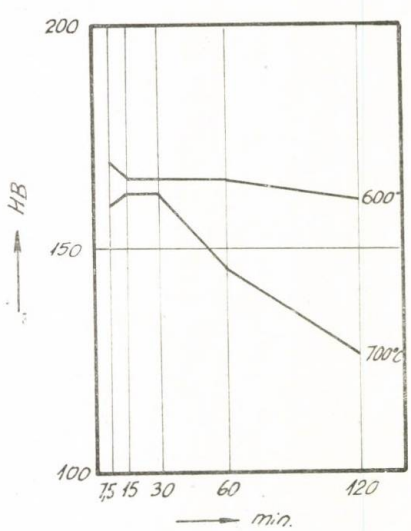


Fig. 8. Variația durității cu durata de menținere la temperaturile de 600° și 700° C.

Încercările experimentale de matrițare la semicald au fost făcute asupra piesei din figura 9, în următoarele condiții :

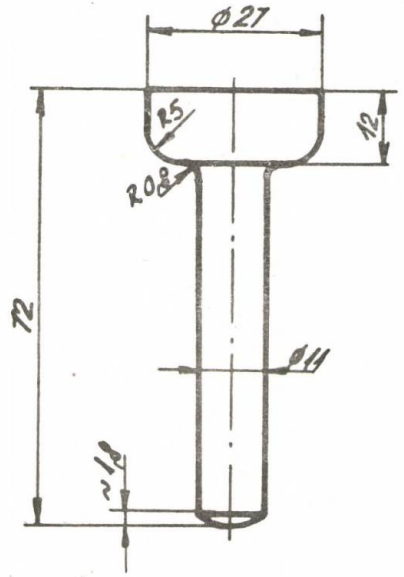


Fig. 9. Configurația piesei extrudate.

— Material : oțel cu conținut redus de carbon în stare de livrare ;

— Reducerea secțiunii : 84% (într-o singură fază) ;

— Utilaj de încălzire : cuptor electric cu rezistoare ;

— Utilaj de deformare : presă hidraulică.

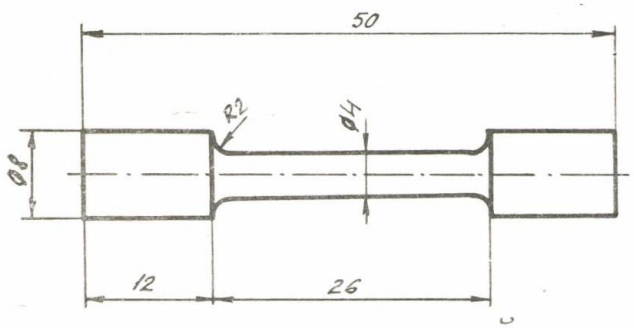


Fig. 10. Epruvetă de tracțiune confecționată din tija piesei extrudate la semicald.

Examinarea macro și microscopică a acestor piese nu relevă vreo deficiență privind integritatea lor. Din tija piesei au fost confecționate epruvete de tracțiune conform figurii 10. Rezultatele încercărilor de tracțiune sînt cuprinse în tabelul 3, împreună cu rezultatele măsurătorilor de duritate.

Tabelul 3

Caracteristici mecanice

Nr. crt.	Temperatura de deformare, °C	Rezistența la rupere, daN/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB
1	În stare de livrare	46,4	19,7	137
2	709	47,2	25,0	166
3	679	50,4	21,2	162
4	629	54,3	21,2	176
5	588	56,7	19,2	197

Concluzii

Din experimentările efectuate se desprind următoarele concluzii :

1. Dacă se ia ca bază temperatura de 700° C, reiese că rezistența la deformare, comparativ cu cea de la 1000° C, crește de circa trei ori, în funcție și de calitatea oțelului și viteza de deformare ; mai semnificativ apare acest aspect la oțelurile nealiate și la viteze mai reduse de deformare. Deformabilitatea reprezintă circa 50% din valorile măsurate la 1000° C. Rezistența însă crește și deformabilitatea scade accentuat cu scăderea temperaturii sub 650° C.

2. Valorile rezistenței de deformare determinate la încercări singulare pot fi considerate reproductibile între limitele ±10%, iar cele ale deformabilității între limitele ±15%. Aceste limite corespund în cazul încercărilor consecutive și al unui material „omogen tehnic". În cazul unui material cu omogenitate redusă, sau la încercări efectuate neconsecutiv, aceste limite cresc.

3. Comparativ cu deformarea la rece, care permite obținerea unor grade de deformare mai mari, procedeul deformării la semicald are ca rezultat o structură mult mai fină, care este stabilă la temperaturile moderate de semicald la încălziri ulterioare.

4. Rezistența la tracțiune a oțelului extrudat la semicald (oțel cu carbon redus) se modifică ușor față de cea a materialului neextrudat, observîndu-se o creștere sesizabilă doar spre limita inferioară a intervalului de temperaturi. Alungirea la tracțiune prezintă însă valori semnificativ mai mari la toate temperaturile, care au fost utilizate pentru extrudare la semicald.

5. Duritatea rezultată în urma deformării la semicald este la valori cu puțin mai mari față de cele ale oțelului în stare normalizată, permițînd prelucrarea prin așchiere a pieselor obținute și fără alte tratamente ulterioare.

6. Din datele prezentate reiese că temperatura de 730—750° C poate fi luată ca bază pentru începutul deformării, oțelurile carbon și slab aliate avînd la această temperatură rezistență la deformare și deformabilitate de valori acceptabile pentru efectuarea matrițării la semicald.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Drăgan, I.* : Contribuții la studiul deformabilității la cald a metalelor și aliajelor prin metoda torsiunii. Disertație, Institutul politehnic Cluj-Napoca, 1965.

[2] *Drăgan, I. ; Boér, N. ; Cantă, T.* : Cercetări asupra comportării la deformare la cald a oțelurilor OLC 10 și OLC 45. Buletinul științific al Institutului politehnic Cluj-Napoca, 1969, nr. 12, p. 175—184.

[3] *Drăgan, I. ; Stan, L. ; Boér, N.* : Încercări de deformabilitate și rezistență la deformare. Manuscris. Institutul politehnic Cluj-Napoca, 1976.

CZ : 539.374 : 621.746.77

Experimentări de forfecare precisă cu strîngere radială

Ing. Stelian **GEORGESCU-COCOȘ**, ing. Gavrilă **SZÖTS-POLLAK** — ICPTSC — București

Caracteristice pentru etapa actuală de dezvoltare a industriei constructoare de mașini sînt dezvoltarea și extinderea procedeelor tehnologice de mare productivitate și cu consum redus de metal. Aceste procedee impun folosirea de semifabricate cu abateri de volum și formă din ce în ce mai reduse.

Debitarea precisă a barelor se poate face prin așchiere, sau prin forfecare, din care primul procedeu are dezavantajul că duce la pierderi de metal. Noțiunea de precizie în cazul debitării barelor se referă nu numai la toleranța în lungime a semifabricatelor debitate ci și la precizia de formă și calitate exprimată prin diferiți indici ai suprafeței frontale sau laterale.

Debitarea prin forfecare se poate face fie pe mașini specializate, fie în dispozitive ce se montează pe prese universale (de obicei mecanice). Forfecarea — ca procedeu — se poate realiza după mai multe scheme, fiecare schemă avînd avantaje și dezavantaje. În figura 1 se prezintă o clasificare a schemelor de debitare cu cuțit mobil.

Debitarea deschisă — construcția dispozitivului este simplă, îndepărtarea semifabricatului debitat se face ușor. În timpul forfecării apare un cuplu de forțe care produce înclinarea barei, suprafața forfecată se ovalizează și poate prezenta abateri mari de la perpendicularitate față de axa barei. Se pot obține numai semifabricate cu raportul $l/d > 1{,}5$.

Debitarea semideschisă — se face într-un dispozitiv de construcție relativ simplă. Înclinația barei în timpul forfecării este în funcție de bucșa de tăiere și bară, reducîndu-se la zero cînd se aplică strîngere transversală activă. Porțiunea de debitat, de lungime l, se înclină sub acțiunea forței de forfecare. În consecință vor exista valori diferite ale abaterii de la perpendicularitate ale celor două suprafețe debitate, fiind mai mari abaterile suprafeței posterioare. Se pot debita semifabricate cu raportul $l/d > 1$.

Debitarea semiînchisă — dispozitivul are un sistem de evacuare și de reglare, mai complicat. La schemele cu strîngere transversală posibilitatea de deplasare a barei în timpul forfecării este mult micșorată. Se îmbunătățește calitatea suprafeței forfecate la materiale fragile și se reduc modificările dimensionale ale semifabricatului debitat la materiale

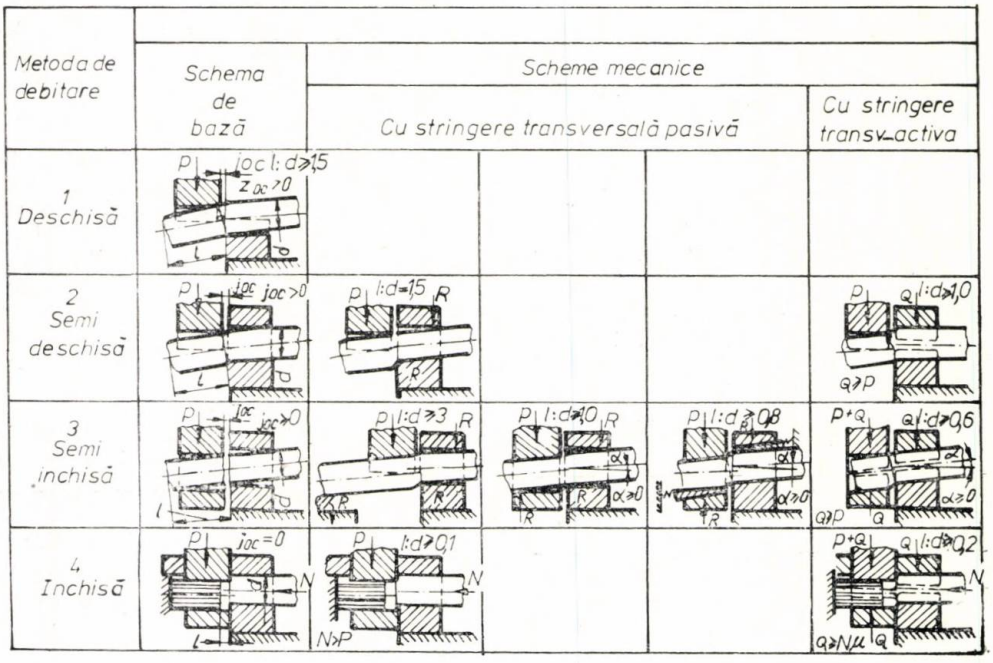


Fig. 1. Clasificarea schemelor de debitare cu cuțit mobil.

tenace. Prin folosirea schemei cu strîngere transversală activă se realizează fixarea și strîngerea barei, indiferent de toleranța la diametru. Eliminînd orice posibilitate de deplasare a barei în timpul forfecării, suprafața forfecată va avea o calitate bună, mai ales în ceea ce privește perpendicularitatea sa în raport cu axa barei. Se pot debita semifabricate cu raportul $l/d > 0{,}8$.

Debitarea închisă se caracterizează prin introducerea unei forțe axiale pentru a creea în bară o stare de tensiune, ceea ce îmbunătățește calitatea suprafeței forfecate. Se aplică la debitarea cuprului, bronzurilor și a aliajelor de aluminiu. Se pot debita semifabricate cu raportul $l/d > 0{,}3$.

Pentru definirea indicilor de precizie ale semifabricatelor debitate (fig. 2), nu există norme

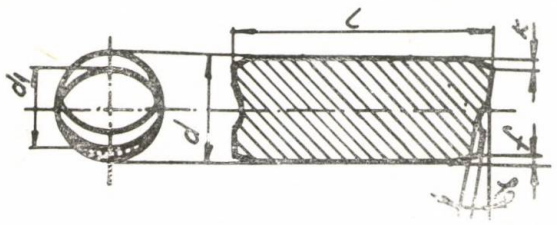


Fig. 2. Schemă de determinare a indicilor de calitate.

general acceptate, din literatură prezentăm o serie de date sintetizate, în care indicii și semnificațiile lor sînt:

- K [mm] — deformația generatoarei din direcția forfecării;
- f [mm] — deformația generatoarei pe partea opusă direcției de forfecare;
- b [mm] — abaterea de la planeitate;
- φ [°] — abaterea de la perpendicularitate;
- $d-d_1$ [mm] — ovalitate.

Uneori este utilă exprimarea indicilor nu în valoare absolută ci în valoare relativă, raportată la diametru, astfel avem:

$$k_o = \frac{k}{d}; \quad f_o = \frac{f}{d}; \quad b_o = \frac{b}{d}$$

Valoarea maximă admisă a abaterilor de dimensiuni și de formă ale semifabricatelor pentru cîteva procedee de prelucrare prin deformare plastică — exprimate în valori relative ale indicilor — sînt indicate în tabelul 1.

La proiectarea dispozitivului experimental de forfecare precisă a barelor între ∅ 7 și ∅ 36, ne-am oprit la schema de forfecare semiînchisă, cu strîngere transversală activă, care dă garanții mari pentru realizarea unei forfecări de bună calitate.

Dispozitivul în construcție compactă se înscrie într-un gabarit de 390×300×310 și a fost astfel conceput încît forța de strîngere transversală se realizează prin descompunerea forței de forfecare cu un sistem pană. Principalul avantaj al soluției constă în existența unei proporționalități între forța de forfecare și forța de strîngere a barei, nefiind necesar un mecanism suplimentar pentru a produce forța de strîngere. Dispozitivul a fost prevăzut cu un sistem de reglare a jocului axial în gama continuă între 0 ... 2 mm.

Reprezentat schematic în figura 3, dispozitivul se compune dintr-o placă de bază, coloanele de ghidare fixe 1 și coloana de ghidare demontabilă 2. Pe coloanele de ghidare glisează caseta mobilă 3. Caseta fixă 4 este imobilă în timpul forfecării. În poziție inițială caseta mobilă 3 și caseta fixă 4 se sprijină pe arcurile 5 și sînt împiedicate să iasă de pe co-

Valorile indicilor de calitate *Tabelul 1*

Denumirea	U/M	Valoarea maximă admisă			Experimental	
		Pentru matrițare la rece	Pentru matrițare la cald		Pe instalație tip UD din R.P. Ungaria	Pe dispozitiv de debitare de precizie 793—0.0
		Refulare extruziune	Matrițare închisă	Matrițare deschisă		
Abatere la volum	%	0,02	0,02 — 0,02	0,05		
Abatere f_0	%	0,02	0,03 — 0,04	0,06	~ 0	~ 0
Abatere K_0	%	0,02	0,01 — 0,04	0,06	0,011 ... 0,022	0,016 ... 0,040
Abatere de la planeitate b_0	%	0,01	0,01 — 0,05	0,12		
Strictiune S_0	%	0,02	0,03 — 0,08	0,15		
Abatere unghiulară	%	1,0°	3 5	7	0°45' ... 1°20'	1°18' ... 1°50'
Ovalitate $d-d_1$	%	—	—	—	0,028 ... 0,019	0,002 ... 0,0346

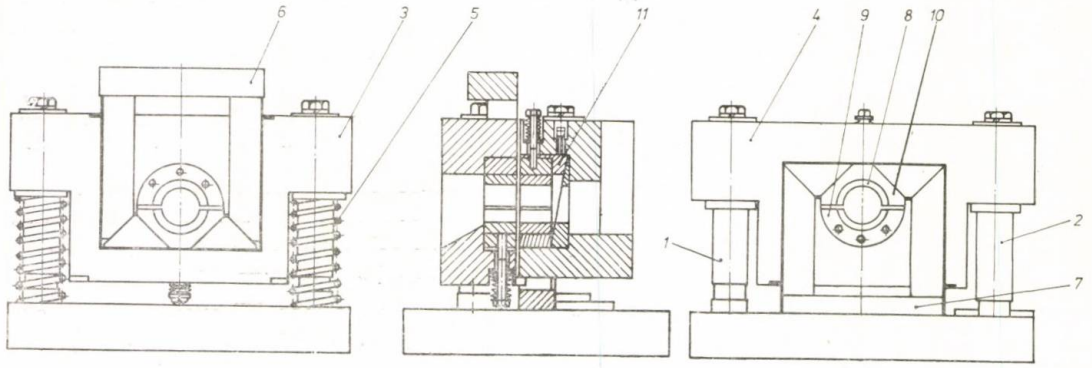


Fig. 3. Vedere de ansamblu a unui dispozitiv de forfecare cu strîngere transversală.

loanele de ghidare de şuruburi. În caseta mobilă se află montate pene verticale, pene bilaterale şi traversa superioară 6. Opritorul reglabil nefigurat în desen permite debitarea barelor la lungimea dorită. În caseta fixă sînt montate pene verticale, pene bilaterale şi traversa inferioară 7. Cuţitele 8 se fixează cu şuruburi în portcuţitele fixe 9 şi portcuţite mobile 10. După terminarea forfecării portcuţitele mobile sînt readuse în poziţie iniţială prin intermediul arcurilor. Jocul între cuţite se poate regla prin intermediul unui sistem de pene 11.

În funcţie de diametrul barei de forfecat dispozitivul se poate monta pe orice presă cu forţă corespunzătoare şi înălţimea spaţiului de lucru de minim 300 mm (fig. 4). Scopul experimentărilor a fost determinarea influenţei parametrilor tehnologici — joc axial, joc radial,

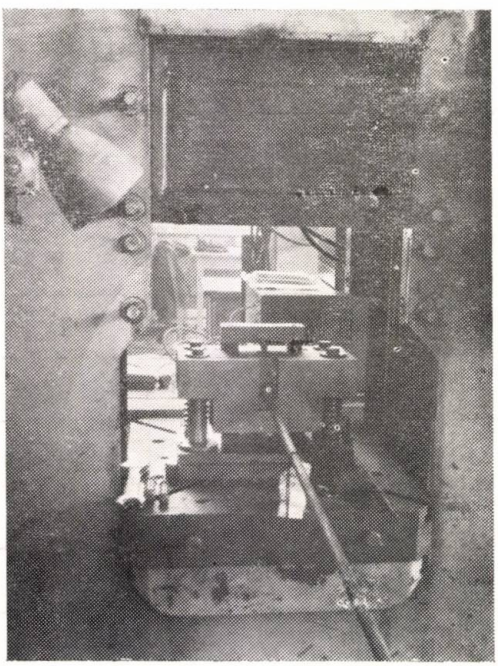


Fig. 4. Vedere a dispozitivului în spaţiul de lucru al presei.

zitivului în exploatare, verificarea unor soluţii constructive. Au fost înregistrate forţele de forfecare.

S-au făcut experimentări de forfecare pe 18 calităţi de oţeluri pentru construcţii de maşini, aliate şi nealiate, în peste 40 de tipodimensiuni. Ne-am limitat exclusiv la forfeca-

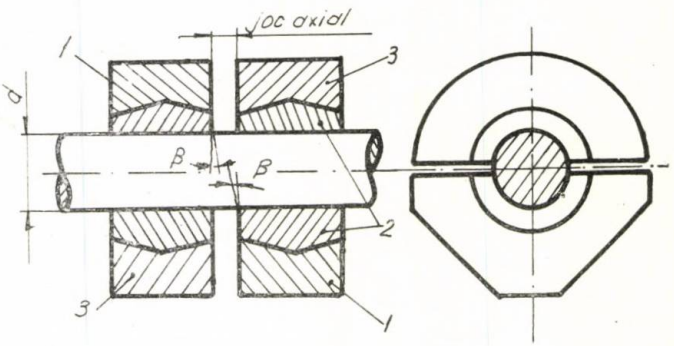


Fig. 5. Schema de formare a fisurilor de rupere.

raportul 1/d, proprietăţile mecanice ale materialelor — asupra calităţii suprafeţei forfecate. S-a urmărit, de asemenea, comportarea disporea materialelor feroase, deoarece strîngerea radială nu a avut un efect favorabil la materiale moi. Experimentările au fost făcute pe o presă universală LU 160, cu forţă maximă 1600 kN şi viteza berbecului de 0,6 m/s.

Unul din parametrii cei mai importanţi la forfecare este jocul axial între muchiile de tăiere ale cuţitelor. Se ştie că fiecare material prezintă un unghi de alunecare, sub care pornesc fisurile din dreptul muchiilor de tăiere ale cuţitelor, aşa cum se vede în figura 5. Pentru o calitate bună a suprafeţelor, fisurile ce pornesc de la cele două muchii tăietoare trebuie să se întîlnească, ceea ce se întîmplă în cazul existenţei unui joc axial optim, dat de relaţia : joc optim $= h \operatorname{tg} \beta$, unde h este înălţimea materialului de forfecat, iar β pentru oţel variază între 4° şi 6°.

La bare rotunde și bare pătrate tăiate pe diagonală, înălțimea h este variabilă și jocul variază de la zero la valoarea maximă. Pentru a realiza acest joc de-a lungul secțiunii de forfecat este necesară detalonarea muchiei active conform variației $h \operatorname{tg} \beta$.

Pentru a nu îngreuna execuția sculei nu s-a făcut detalonarea cuțitului ci s-a făcut reglajul jocului axial la un joc mediu j

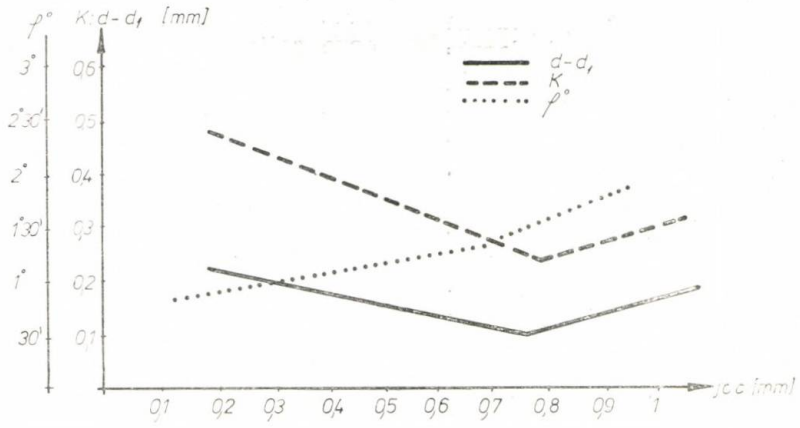


Fig. 6. Variația indicilor de calitate în funcție de jocul axial la forfecarea precisă a unei bare de oțel OLC 45 ∅ 10.

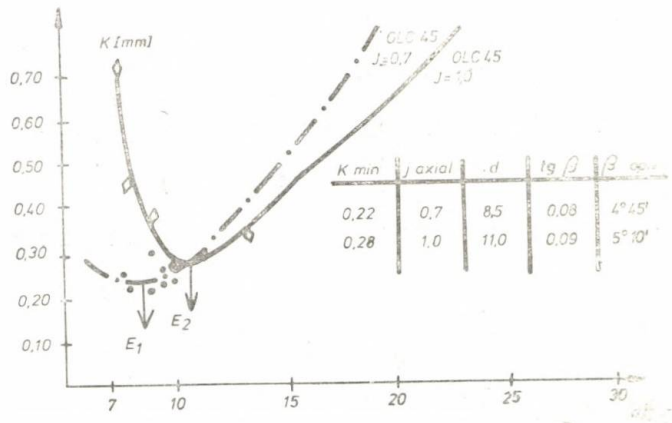


Fig. 7. Variația jocului optim în funcție de diametrul barei dedusă din variația indicelui K cu diametrul.

Astfel, în figura 6 sînt reprezentate variațiile indicilor $\varphi°$, k, d—d_1, în raport cu jocul axial, la un oțel OLC 45 ∅ 10, iar în figura 7 este

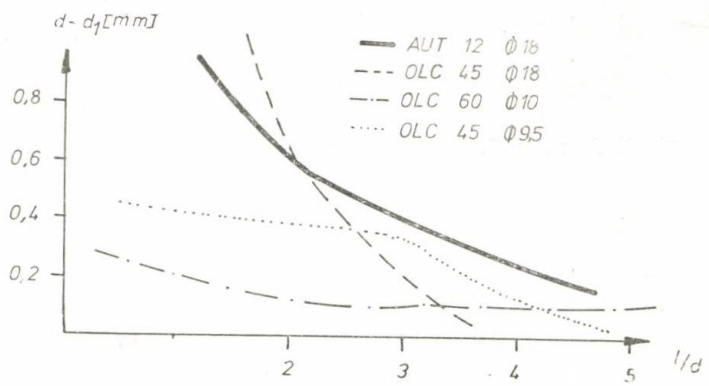


Fig. 8. Variația ovalității în funcție de raportul l/d.

reprezentată variația jocului optim funcție de diametru, calculat cu ajutorul lui k la bare din OLC 45.

Creșterea raportului $1/d$ al semifabricatelor influențează, așa cum era de așteptat în mod favorabil calitatea suprafeței forfecate (fig. 7). În figura 8 este reprezentată variația indicilor $d—d_1$ (ovalitate), respectiv k. Se observă o influență mai accentuată a raportului $1/d$ pînă la 4, după care influența scade.

Pentru o tăietură de bună calitate este necesar ca diferența dintre diametrul D al cuțitului și d al barei de forfecat să fie cît mai mic. S-a obținut experimental și se recomandă ca diametrul D al cuțitului să fie cu 0,2 ... 0,5 mm mai mare decît diametrul maxim al barei de forfecat. De asemenea, este necesar ca distanța b la închiderea cuțitelor să nu depășească 0,2 ... 1 mm.

S-a observat că soluția de fixare a cuțitelor nu asigură o îmbinare sigură și s-a trecut la execuția monobloc al ansamblului cuțit — portcuțit, soluție ce se recomandă la diametre peste 20 mm și în cazul debitării unui număr restrîns de tipodimensiuni. La debitarea barelor cu diametrul peste 20 mm s-a observat prezența unei forțe de recul în bara de debitat, datorat componentei orizontale ale forței de forfecare înclinat sub unghiul β. Pentru eliminarea recului introducerea barei în dispozitiv se face prin caseta mobilă, unde bara rămîne strînsă de forța arcurilor atît timp cît berbecul presei apasă pe traversa superioară.

Forța de forfecare s-a măsurat cu un traductor tensometric rezistiv cu domeniul 0 ... 300 kN, format dintr-un corp cilindric în care solicitarea se face axial. Traductorul a fost aplicat pe traversa superioară a dispozitivului măsurînd în acest fel forța totală deci și pierderile de forță prin frecare între prisme și forța cheltuită pentru strîngerea barei.

Montajul de înregistrare cuprinde un amplificator de semnal cu frecvență purtătoare, kW 3/6 A-5 Hottinger, cu înregistrator x-y, Helcoscriptor He 16 ca în figura 19. Rezultatele înregistrărilor forței de forfecare se apropie ca valori în mod satisfăcător de valoarea forței calculate cu formula $P = k\,\sigma_r \times A$,

unde :

$K = 0{,}70 \ldots 72$;

σ_r — rezistența de rupere la tracțiune a materialului, [daN/mm^2] ;

A — aria secțiunii de forfecare [mm^2].

Considerăm că în varianta de forfecare semiînchisă cu strîngere radială experimentată se obțin rezultate foarte bune la materialele feroase, rezultate care pot fi competitive cu cele obținute la presele ghilotină LAMBERTON (Anglia) sau la dispozitivele UD (R.P.U.).

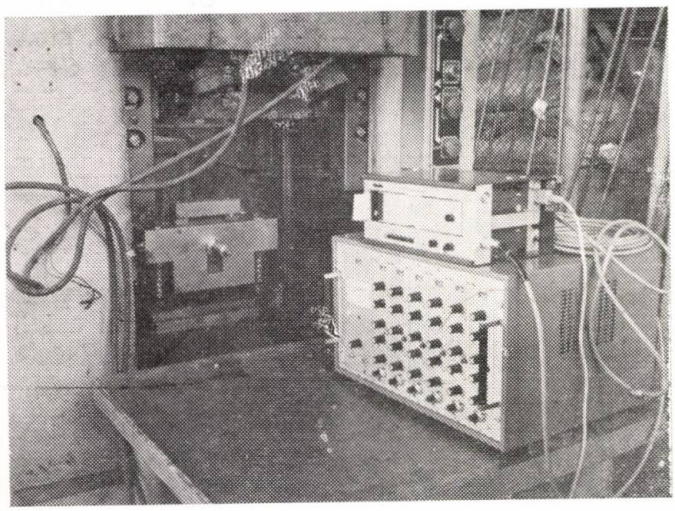


Fig. 9. Ansamblul aparaturii de măsură.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Thomas, A.* : Bar cropping for forging, In : „Metallurgia and metal forming", vol. 41, nr. 7, p. 198 ... 204.

[2] *Lawson, R.* : Bar cropping for cold extrusion, In : „Metallurgia and metal forming", vol. 41, nr. 4, p. 93 ... 100.

[3] * * * : Bar cropping defects, „Metallurgia and forming", vol. 39, nr. 2, p. 50 ... 52.

[4] *Solotov, S. S.* : Debitarea din bare laminate a semifabricatelor precise pentru matrițare, In : „Kuzinecinoștampovocinoe proidzvedstvo, nr. 8, aug. 72, p. 18.

[5] *Makasnov, L. Ia. ș.a.* : Asimilarea ștanței pentru tăierea de precizie la presa de 100 tf, In : „Kuzinecinaștampovecinoe proidzvodstvo, nr. 4 1975, p. 30.

[6] *Juravlev, A.* : Osnovî teorii ștampovki v zakrîtîh ștampah, Ed. Mașinestroienie Moscova, 1973.

[7] *Nagy, I., Csovak, E. ș.a.* : Nagytermelékenységü, nagypontasságu, forgacsmentes daraboló eljarăsok-comunicare la a 5-a sesiune G.T.I. — Budapesta, 1—5 sept. 1975.

[8] *Colectiv ICPTSC* : Debitarea de precizie a metalelor, studiu și experimentări, ICPTSC 793/1976.

CZ : 539.374 : 621.746.77

Rolul și realizările producției industriale a laboratorului de deformări plastice din I.C.P.T.S.C.

Ing. Armand **VASILIU** – I.C.P.T.S.C. – București

Ca urmare a indicațiilor conducerii superioare și pentru integrarea în spiritul general de promovare mai rapidă a progresului tehnicii, institutul s-a angrenat progresiv în programe de microproducție. Această acțiune are multiplul avantaj de a promova rezultatele cercetărilor pînă la aplicația industrială, de a asigura o încărcare rațională utilajelor și de a sprijini uzinele cu livrări de piese speciale nestandardizate în loturi mici și mijlocii. Evoluția valorică a producției industriale în intervalul 1974—1976 a făcut salturi spectaculoase atît prin creșterea volumului producției (fig. 1) cît mai ales prin structura sa.

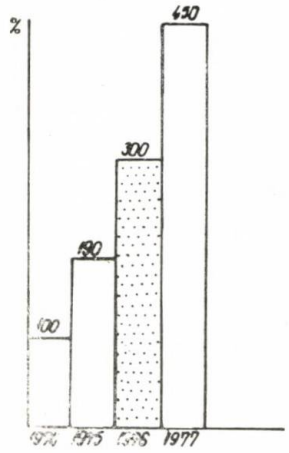


Fig. 1

Ceea ce este interesant de relevat dincolo de această creștere, este influența rezultatelor producției asupra indicatorilor economici pe de o parte și — pe de alta — ponderea pe care o au cercetările proprii în structura programelor. Dacă la începutul activității, comenzile de microproducție aveau caracter sporadic și mai degrabă de ajutor — de prestație — față de industrie, în prezent circa 60% — și apreciem acest procent ca încă scăzut — reprezintă valori de producție rezultată de cercetarea proprie.

Astfel institutul a devenit furnizor industrial pentru „23 August" la extruziunea la rece a pieselor și a profilelor din aliaje neferoase — nestandardizate realizînd la această uzină economii de preț de cost cu pînă la 30%. Pentru Intreprinderea de Elemente de Automatizare se livrează conectori matrițați de precizie din oțel inoxidabil realizînd pentru această uzină o reducere a importurilor de cca. 1 mil. lei în 1976 și cca. 1,7 mil. lei în 1977.

Pentru Intreprinderea „Oțelul Roșu" s-au asimilat și se execută complet în institut cilindri forjați pentru laminoarele de benzi la rece reprezentînd o reducere a importului de circa 2,5 mil. lei/an. S-a promovat — în acești ani — matrițarea de precizie a roților dințate conice cu modul 4 și număr de dinți 18, executînd loturi semiindustriale pentru Intreprinderea „Semănătoarea" București — cu o reducere de metal și manoperă reprezentînd circa 20% din valoarea unitară a pieselor și pe baza experienței dobîndite. Această tehnologie se va dezvolta și aplica și pentru piese de autocamioane Diesel, urmărind implementarea ei într-o secție specializată.

Toată această creștere spectaculoasă nu a afectat activitatea de cercetare. Avînd această orientare, se poate spune că orice produs industrial care încorporează rezultatele unei cercetări furnizează — în continuare — noi elemente de cercetare și surse de optimizare, stabilitate a proceselor, fiabilitate, ergonomie statistică și tribologia sculelor și — cel puțin — încrederea cercetătorului în calitatea muncii depuse. Sigur că există încă și greutăți generate de sistemul deficitar de aprovizionare (cantități mici — livrabile în termen scurt) și de tendința de a transforma producția industrială a institutelor într-o sarcină cantitativă exprimată prin indicatori sintetici împrumutați de la activitatea industrială și prin urmărirea cu precădere a acestora.

Considerăm că această orientare nu este de nici un ajutor economiei, valoarea absolută a producției realizabile în sectoarele de cercetare nereprezentînd nimic esențial în raport cu valorile imense realizate în producția industrială a uzinelor. Valoarea producției industriale a sectoarelor de cercetare constă în tehnica pe care o încorporează, în capacitatea lor de a răspunde unor probleme nerezolvate în sistemul central de planificare industrială (prototipuri, serii mici, tehnologii speciale) și de a furniza și promova procese tehnologice „de mutație" de la tehnicile convenționale la cele avansate.

Trecerea la matrițarea roților dințate cu dantură conică (de exemplu) este încă privită

cu rezervă de uzine care prelucrează de 25—40 ani roțile dințate pe mașini aşchietoare ; extruziunea la rece încă nu atrage uzinele care nu au serii mari de fabricație, iar alte tehnici (matrițarea la semicald, imprimarea gravurilor la matrițe, extruziunea unor aliaje speciale) pînă nu vor fi demonstrate prin producție industrială la nivelul laboratorului de cercetare, vor întîmpina dificultăți de pătrundere şi extindere în industrie şi ciclul de introducere va fi prelungit.

Pe această linie considerăm să axăm activitatea noastră dînd astfel sensul şi traducerea în viață a indicațiilor conducerii superioare în vederea utilizării optime a capacităților în condițiile revoluției tehnico-științifice.

MANIFESTĂRI ŞTIINȚIFICE INTERNAȚIONALE

Al 6-lea simpozion internațional

„Noutăți în metalurgia fizică şi asigurarea fiabilității produselor construcțiilor de mașini prin tratamente termice"

Între 27 şi 29 septembrie 1977 a avut loc la Zaporojie — U.R.S.S. — cel de al 6-lea Simpozion internațional de metalurgie fizică şi tratament termic, avînd ca tematică asigurarea fiabilității construcțiilor de mașini prin diferite metode de tratament termic şi termochimic. Organizarea simpozionului din doi în doi ani este un bun prilej de întîlnire a specialiştilor din domeniul tratamentelor termice din diferite țări pentru prezentarea şi dezbaterea celor mai recente realizări în domeniu.

Prima ediție a fost organizată la Varşovia în 1967 de către Institutul de Mecanică de precizie (I.M.P.), apoi la Varna în 1969 de către Institutul Central de Cercetări Ştiințifice pentru Construcția de Mașini (TNIITMAS), la Budapesta în 1971 de către Institutul Tehnologic pentru Construcția de Mașini (GTI), la Karlovy-Vary în 1973 de către Institutul de Stat pentru Cercetări Ştiințifice ale Materialelor (SVUM), în sfîrşit — la Karl Marx Stad în 1975 de către Centrul de Cercetări pentru Mașini Unelte.

Cel de al 6-lea Simpozion a fost organizat de către Institutul de Cercetări pentru Automobile din Moscova în colaborare cu Institutul pentru Construcții de Mașini din Zaporojie, Centrul de Cercetări şi de producție de pe lîngă Institutul Central de Cercetări ştiințifice pentru Construcția de Mașini (TNIITMAS), sub egida Uniunii Centrale a Societății tehnico-ştiințifice pentru Construcția de Mașini.

În cadrul lucrărilor simpozionului au fost prezentate peste 30 referate şi comunicări de către specialişti din 8 țări participante, precum şi de un mare număr de specialişti din U.R.S.S.

Cu interes deosebit a fost audiată comunicarea privind **mecanismul structural de recristalizare la încălzire a oțelului** (Academician V. Sadovski — U.R.S.S.) care explică mecanismul obținerii unei structuri grosolane de încălzire, creşterea grăuntelui austenitic ca urmare a recristalizării şi sub influența ecruisării, încălzirea lentă favorizînd dezvoltarea procesului de poligonizare. Numai recoacerea de globulizare prealabilă este în măsură să asigure o finisare structurală prin tratamentul termic de călire-revenire.

Preşedintele Asociației Internaționale de tratamente termice, prof. dr. ing. Szpunar, E., directorul Institutului Mecanică de Precizie din Varşovia a prezentat un referat amplu şi documentat despre **tendințele de dezvoltare în viitor a tehnologiilor de tratament termic,** în care se evidențiază creşterea în viitorii ani, a producției de piese turnate din fontă cu grafit nodular tratate termic (ceea ce va face posibilă înlocuirea oțelului), creşterea volumului de piese tratate prin curenți de inducție (ca urmare a creşterii gradului de puritate a oțelului din elaborare, folosind procedeul de retopire sub strat de zgură, elaborarea în vid, în flux de electroni ş.a.), dezvoltarea aliajelor pe bază de titan, a materialelor compozite şi a tratamentelor termice în atmosfere controlate şi în vid, în flux de electroni şi laser ş.a. Asupra materialelor compozite, a proprietăților lor s-au referit şi alte referate prezentate (L. Petrova, V. Gaiduk — U.R.S.S.).

Cercetările din ultimii ani pe linia **creşterii gradului de puritate a oțelurilor** şi legat de aceasta **îmbunătățirea caracteristicilor fizico-mecanice** au fost ilustrate în cîteva referate şi comunicări ample (A.P. Guliaev, V. Sarrak — U.R.S.S., ş.a.).

Rezultatele cercetărilor efectuate în scopul **asimilării unor noi mărci de oțeluri şi aliaje,** mai economicoase sau superioare prin complexul de proprietăți fizico-mecanice, au făcut obiectul unor alte comunicări (E. Vîşkovski — R.P. Polonă, V. Rolaciov — U.R.S.S., G. Spies — R.D.G.).

Un însemnat număr de lucrări s-au referit la **optimizarea proceselor de tratament termic şi termochimic,** asimilarea unor metode noi mai eficiente de nitrurare, carbonitrurare, carbocromizare. (Iu. Lahtin ; G. Dubinin, L. Liahovici — U.R.S.S. ; G. Ebersbah — R.D.G. ; I. Zisk — R.P.P. ; G. Horvat — R.P.U. ; V. Lilienthal — R.P.P. ş.a.).

Un interes deosebit au suscitat comunicările privind **tratamentul termic al semifabricatelor mari forjate precum şi a pieselor mari turnate din oțel inoxidabil martensitic** (A. Astafiev, I. Krianiv — U.R.S.S.).

Cercetările în **domeniul perfecționării utilajelor, aparaturii şi tehnologiilor de tratament termic** au fost ilustrate în mai multe referate L. Mihailov — U.R.S.S., L. Drugă — V. Pantea — R.S.R. ; T. Konkoly — R.P.U. ş.a.).

Stadiul actual şi perspectivele de dezvoltare a tehnologiilor de tratament termic prin încălzirea cu inducție, respectiv asigurarea unei rezistențe optime de oboseală prin contact a oțelurilor călite CIF au fost expuse în referatele prezentate de K. Sepeliakovski (U.R.S.S.) şi A. Balaşov (R.P.B.).

Referatele au fost însoțite de ample discuții şi dezbateri colective în cadrul şedințelor simpozionului, precum şi de discuții directe între specialişti în afara şedințelor, adîncindu-se problemele de interes reciproc. S-a remarcat nivelul ridicat al referatelor şi comunicărilor prezentate precum şi al dezbaterilor care le-au succedat.

Următorul Simpozion Internațional de Metalurgie Fizică şi tratamente termice este preconizat a se organiza de către I.C.P.T.S.C. la București în 1979.

ing. Pantea Valer

Leipziger Messe

Deutsche Demokratische Republik

12.-19.3.1978

FOARTE INTERESANT PENTRU DUMNEAVOASTRĂ

grupa MAȘINI SPECIALE

Firme renumite din 15 țări expun mașini-unelte pentru procedee speciale de prelucrare. Se dau indicații cum se pot obține producții raționale. Prezentarea mașinilor în lucru și conferințele tehnice vor explica folosirea lor efectivă. De asemenea, există servicii de asistență tehnică și prospecte pentru rezolvarea diferitelor probleme și noutăți în acest domeniu.

Informații privind deplasarea cît și legitimații pentru tîrg se pot obține prin O.N.T. „Carpați" sau prin Agenția comercială a Ambasadei R.D.G. în R.S.R., Calea Dorobanților nr. 14, București.

O.N.T. „Carpați" organizează deplasări de grupe de specialiști cu participare gratuită la simpozioane și conferințe tehnice.

PUBLICOM

1978 MAR 28

E 3279

66

REFERATIVA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

2

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ FEBRUARIE ■ 1978

TARES

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 2, FEBRUARIE, 1978

CUPRINS

Tehnologii eficiente pentru reducerea consumului de metal și de energie

1. *Deformări plastice*

CHIRIȚĂ, V. : **Unele perspective în domeniul deformărilor plastice în industria construcțiilor de mașini.** 45

WANYOREK, C. : **O ecuație mai realistă pentru calculul gradului de forjare (coroiaj) la operațiile de alungire prin deformare plastică — și extinderea la operațiile de matrițare.** 52

AMZA, GH., DRIMER, D. : **Cercetări privind rugozitatea suprafeței la piesele prelucrate prin deformare plastică în cimp ultrasonor.** 54

POPA, I., PASCU, D., WANYOREK, C. : **Determinarea intervalului optim de deformare la cald pentru oțelul 22 Ni Mo Cr 37 prin metoda torsiunii.** 59

2. *Tratamente*

DULĂMIȚĂ, T., MARIN, M., CHIRCĂ D., BANE, M. : **Reducerea consumului de metal prin tratamente termice aplicate sculelor așchietoare.** 63

COJOCARU, M. : **Creșterea rezistenței la uzare prin tratament termoionic.** 67

SPĂTARU, I., WANYOREK, C. : **Unele cercetări privind durificarea superficială prin borizare a oțelului OLC 15.** 70

ALEXANDRU, I., AILINCĂI, GH., PICOȘ, C., DIMA, A., TĂMĂȘDAN, L. : **Aspecte privind influența tratamentului termic, la temperaturi sub 0°C, asupra caracteristicilor de așchiere ale oțelului rapid Rp 5.** 75

DRUGĂ, L., WANYOREK, C : **Considerații privind transferul de căldură în strat fluidizat.** 80

MUNTEANU, A. : **Unele precizări referitoare la folosirea la călire a apei încălzite la 60—80°C.** 82

3. *Reproiectări de tehnologii și produse*

CONSTANTIN, GH., POPESCU, D., MANOLACHE, S. : **Reproiectarea tehnologiei de execuție a fundurilor de vagoane de ∅ 2800 x 8 (6).** 86

LUCA, V., DÎMBOIU, E., TUDORAN, P., BIDIAN, D. : **Determinarea proprietăților elastice ale fontelor cenușii și cu grafit nodular prin încercări cu vibrații de torsiune libere.** 90

4. *Recenzii*

DRUGĂ, L. : **Trușculescu, M. — Studiul metalelor. Editura Didactică și pedagogică, București, 1977.** 95

GEORGESCU-COCOȘ, S. . **Cioclov, D. — Mecanica ruperii materialelor. Editura Academiei R.S.R., București, 1977.** 95

Sumar anual pe probleme și autori. 96

Revista apare sub îndrumarea :
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcția de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu

SUMAR

CZ : 539.374 : 621

Chiriță, V.: **Unele perspective în domeniul deformărilor plastice în industria construcțiilor de mașini.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 45, 6 fig., 5 tab., 10 ref.

CZ : 539.374 : 621.983

Wanyorek, C.: **O ecuație mai realistă pentru calculul gradului de forjare (coroiaj) la operațiile de alungire prin deformare plastică — și extinderea la operațiile de matrițare.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 52, 2 fig., 1 tab., 2 ref.

CZ : 539.374

Amza, Gh., Drimer, D.: **Cercetări privind rugozitatea suprafeței la piesele prelucrate prin deformare plastică în cîmp ultrasonor.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 54, 7 fig., 1 tab., 10 ref.

CZ : 539.374 : 669.14

Popa, I., Pascu, D., Wanyorek, C.: **Determinarea intervalului optim de deformare la cald pentru oțelul 22 Ni Mo Cr 37 prin metoda torsiunii.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 59, 7 fig., 4 ref.

CZ : 621.78 : 621.91.02

Dulămiță, T., Marin, M., Chircă, D., Bane, M.: **Reducerea consumului de metal prin tratamente termice aplicate sculelor așchietoare.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 63, 2 fig., 8 tab., 7 ref.

CZ : 621.78 : 620.178.1.004.6

Cojocaru, M.: **Creșterea rezistenței la uzare prin tratament termoionic.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 67, 2 fig., 2 tab., 3 ref.

CZ : 669.18 : 621.91.07

Spătaru, I., Wanyorek, C.: **Unele cercetări privind durificarea superficială prin borizare a oțelului OLC 15.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 70, 5 fig., 1 tab., 5 ref.

CZ : 621.78

Alexandru, I., Ailincăi, Gh., Picoș, C., Dima, A., Tămășdan, L.: **Aspecte privind influența tratamentului termic, la temperaturi sub 0°C, asupra caracteristicilor de așchiere ale oțelului rapid Rp 5.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 75, 12 fig., 2 tab., 4 ref.

CZ : 621.78 : 536.2

Drugă, L. Wanyorek, C.: **Considerații privind transferul de căldură în strat fluidizat.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 80, 2 fig., 4 ref.

CZ : 621.78

Munteanu, A. **Unele precizări referitoare la folosirea la călire a apei încălzite la 60—80°C.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 82, 7 fig., 7 ref.

CZ : 625.23/.24

Constantin, Gh., Popescu, D., Manolache, S.: **Reproiectarea tehnologiei de execuție a fundurilor de vagoane de ∅ 2800 x 8 (6).**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 86, 5 fig., 2 tab.

CZ : 669.131.6 : 669.131.622

Luca, V., Dîmboiu, E., Tudoran, P., Bidian, D.: **Determinarea proprietăților elastice ale fontelor cenușii și cu grafit nodular prin încărcări cu vibrații de torsiune libere.**

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 90, 7 fig., 5 ref.

CZ : 669

Drugă, L.: **Trușculescu, M. — Studiul metalelor. Editura Didactică și pedagogică, București, 1977.**

CZ : 620.1 : 531.8

Georgescu-Cocoș, S.: **Cioclov, D. — Mecanica ruperii materialelor. Editura Academiei R.S.R., București, 1977.**

Revista „CONSTRUCȚIA DE MAȘINI", organ al Ministerului Industriei Construcțiilor de Mașini din Republica Socialistă România. Redacția la : Oficiul de informare documentară pentru industria construcțiilor de mașini, cu sediul în București, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 ; sau 50.40.90 și 50.50.25/interior 253. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poștal la ICPTCM, șos. Olteniței nr. 105, București, sector 5, pentru revista „Construcția de mașini". Tarif pentru instituții și întreprinderi : 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : 70 lei anual. Costul unui exemplar : 8 lei.

Tiparul : Întreprinderea poligrafică „Ploiești", str. Vasile Lupu nr. 45, c. 15013.

41.042

CONTENTS

DC : 539.374 : 621

Chiriță, V.: **Some perspectives regarding plastic deformation in the machine building industry.**

The paper analyses the development of metal forming in our country as compared to the industrially developed countries with the view to: structure of formed parts, structure of technological forming processes fitting out and development of forging, stamping and indentation. From the study of some specific indicators orientative directions of metal forming are established for quality improvement and effectiveness increase.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 45, 6 fig., 5 tab., 10 ref.

DC : 539.374 : 621.983

Wanyorek, C.: **A more rational equation for the calculation of the forging degree at the stretching and extension operations in the pressing process.**

Usual calculations, using the relationship between initial and final plan areas, have been completed by a relation of „specific outline". The equation has to be extended at the pressing operation which uses the relation between the apparent stationary volume and the specific surface variation.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 52, 2 fig., 1 tab., 2 ref.

DC : 539.374

Amza, Gh., Drimer, D.: **Researches concerning ultrasound application and their effect on the superficial layer of pieces processed by plastic deformation in ultrasound field.**

This work deals with the utilisation of ultrasound energy for improving the quality of surfaces processed by plastic deformation in ultrasound field. By using the multiple correlation method, one can find the relation between the surface roughness and technological, acustical, mechanical and constructive factors.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 54, 7 fig., 1 tab., 10 ref.

DC : 539.374 : 669.14

Popa, I., Pascu, D., Wanyorek, C.: **Determination of the heat distortion optimum interval for the 22 Ni Mo Cr 37 steel, by means of the torsion method.**

The present paper ains at determining the heat distortion optimum interval for the 22 Ni Mo Cr 37 steel. The heat torsion method was used in order to determine this interval. The paper comprises both the theoretical considerations of the method, and the practical rezults, obtained.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 59, 7 fig., 4 ref.

DC : 621.78 : 621.91.02

Dulămiță, T., Marin, M., Chircă, D., Bane, M.: **Reduction of metal consumption by means of heat treatments applied to cutting tools.**

The paper presents a new heat treatment technology for H.G.G. tools, which leads to important power savings through the shortening of recovery cycles. Emphasis is placed the faot that high W-alloyed steels (R P 3) can be successfully replaced by low W-alloyed steels (R P 9), as wele as ou the positive influence of thermochemical treatments on the increase of tool durability.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 63, 2 fig., 8 tab., 7 ref.

DC : 621.78 : 620.178.1.004.6

Cojocaru, M.: **Wear hardness increase through thermochemical treatment.**

The thermochemical treatment of steels in electrostatic field, under the action of lightning discharge, is used for wear hardness increase of superficial layers. The technological parameters variation, which influences the phases of the superficial layer, obtained as a result of thermochemical treatment (intensity, temperature, ammonia dissociation degree time of exposure) makes necessary the use of the experiments mathematical programming method. An analysis is made, in the present paper of the wear results of MC 10 and 38 Mo CA 09 steels azotized layers, obtained through thermochemical treatment and spark discharge.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 67, 2 fig., 2 tab., 3 ref.

DC : 669.18 : 621.91.07

Spătaru, I., Wanyorek, C.: **Some researches regarding the surface chilling through boron treatment of OLC-15 iron.**

The work contains the results of the treatment with boron of the Steel OLC-15 in a boron-siliceous glass mass. It is given the diagram of variation from the thicknes of the borised lay with the duration of treatment for varions temperatures. There is analyzed the ways of obtaining the boron — lay for variations durations of treatment and varions temperatures. The temperature of 950°C is the most recomanded to obtain a lay of borides in a boron-siliceons glass mass.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 70, 5 fig., 1 tab., 5 ref.

DC : 621.78

Alexandru, I., Ailincăi, Gh., Picoș, C., Dima, A., Tămășdan, L.: **Aspects regarding the influence of heat treatment, at temperatures bellow 0°C, on the cutting qualities of high speed steel Rp 5.**

This work deals with the influence of heat treatment at temperatures below 0°C on the cutting properties of a high-alloyed steel W (6,3%) and Mo (5,1%); for that purpose there have been applied more types of heat cycles, the results being analysed comparatively. These results recommend the treatment below 0°C (heating 1220°C; oil cooling; cooling at —70°C; tempering at 560°C) as being opportune and efficient for this kind of steel.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 75, 12 fig., 2 tab., 4 ref.

DC : 621.78 : 536.2

Drugă, L., Wanyorek, C.: **Some considerations concerning heat transfer in fluidized bed.**

In special literature heat transfer in fluidized hed was studied pointing out that convection has the mast important role.

The paper presents on example of heat-transfer taking into account the influence of radiation even at temperatures below 800°C.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 80, 2 fig., 4 ref.

DC : 621.78

Munteanu, A.: **Some clarifications refearing to the use of hat water, between 60—80°C, within the chilling process.**

Starting from the contradictorial behaviour of warm water, between 60—80°C when it is used chilling, this works is to explain modern, advanced techniques for the boiling phenomena which can be observed on the heat surface of the treated workpieces, in contact with the chilling medium.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 2, p. 82, 7 fig., 7 ref.

SOMMAIRE

CD : 539.374 : 621

Chiriță, V.: **Quelques perspectives dans le domaine des déformations plastiques dans l'industrie des constructions mécaniques.**

L'ouvrage comprend une analyse comparative du progrès des secteurs de déformation plastique en Roumanie et dans les pays développés au point de vue de l'industrie ; analyse qui insiste sur la structure des pièce obtenues par déformation plastique, la structure des procédés technologiques de déformation plastique, la dotation en outillages, ainsi que le développement des capacités de forgeaje, étampage et emboutissage. L'étude de quelques indicateurs spécifiques fait ressortir les directions d'orientation des secteurs de déformation plastique en vue du perfectionnement de la qualité et l'augmentation de l'efficience économique.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 45, 2 fig., 1 tab., 2 ref.

CD : 539.374 : 621.983

Wanyorek, C.: **Une équation plus rationnelle pour calculer le degré de forgement aux opération d'allongement et l'extention à l'étampage.**

Le calcul usuel par le rapport entre les aires initiales et finales est completé d'un rapport du „contour spécifique" avant et après a déformation. L'équation est élargi à l'opération d'étampage en utilisant le rapport entre le volume apparent stationnaire et la variation de la surface spécifique.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 52, 2 fig., 1 tab., 2 ref.

CD : 539.374

Amza, Gh., Drimer, D.: **Recherches concernant la rugosité de la surface des pièces usinées par déformation plastique dans un champ ultra-sonique.**

L'article aborde le mode d'utilisation de l'énergie ultra-sonique à l'amélioration de la qualité des surfaces usinées par déformation plastique dans un champ ultra-sonique. En utilisant la méthode de la corrélation multiple, on détermine la relation entre la rugosité de la surface et les facteurs technologiques, acoustiques, mécaniques et constructifs.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 54, 7 fig., 1 tab., 10 ref.

CD : 539.374 : 669.14

Popa, I., Pascu, D., Wanyorek, C.: **Détermination par la méthode de la torsion de l'intervalle optimum de déformation à chaud de l'acier 22 Ni Mo Cr 37 (b).**

L'ouvrage se propose de déterminer l'intervalle optimum de déformation à chaud de l'acier 22 Ni Mo Cr 37. L'intervalle a été déterminé par la méthode de la torsion à chaud. L'ouvrage présente autant les considérations théoriques que les résultats practiques obtenus.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 59, 7 fig., 4 ref.

CD : 621.78 : 621.91.02

Dulămiță, T., Marin, M., Chircă, D., Bane, M.: **Reduction de la consommation de métal par le traitement thermique des outils de coupe.**

L'ouvrage présente une nouvelle technologie de traitement thermique des outils en acier rapide menant — par le racourcissement des cycles de revenu — a des importants économies d'énérgie.

On met en évidence la posibilité de remplacement des aciers hautement alliés au W (R P 3) par des aciers à faible teneur en W (RP 9), ainsi que l'influence favorable des traitements thermochimiques sur l'augmentation de la durée de vie des outils.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 63, 2 fig., 8 tab., 7 ref.

CD : 621.78 : 620.178.1.004.6

Cojocaru, M.: **Augmentation de la résistance à l'usure par traitement thermoïonique.**

Le traitement thermochimique des aciers dans un champ electrostatique sous l'action des décharges électriques est utilisé à l'augmentation de la résistance à l'usure des couches superficielles. La variation des paramètres technologiques qui ont influencé sur les phases de la couche superficielle obtenue suite à un traitement thermochimique (intensité, temperature, degré de dissociation de l'ammoniac, temps de maintien) fait nécessaire l'émploi de la méthode mathématique de planification des expériences. L'ouvrage comporte l'analyse des résultats de l'usure des couches nitrurées des aciers MC 10 et 38 Mo CM 09 obtenus par traitement thermochimique et décharges de type „etincelle".

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 67, 2 fig., 2 tab., 3 ref.

CD : 669.18 : 621.91.07

Spătaru, I., Wanyorek, C. **Quelques aspects sur la durification superficielle par borisasion de l'acier OLC 15.**

L'ouvrage contient les résultats du traitement au bore de l'cier OLC 15 en verre liquide bore-silicatique. On donne la diagramme de variation de l'épaisseur de la couche borisée fonction de la durée de traitement pour diverses températures. On analyse les aspects d'obtenir la couche de borures pour diverses durées de traitement aux températures variables. La température de 950° C est la plus indiqué pour obtenir la couche de borures en verre liquide bore-silicatique.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 70, 5 fig., 1 tab., 5 ref.

CD : 621.78

Alexandru, I., Ailincăi, Gh., Picoș, C., Dima, A., Tămășdan, L.: **Certains aspect sur l'influence du traitement thermique, à des températures sous 0°C, sur les caractéristiques de coupe de l'acier rapide Rp 5.**

Le traitement thermique à des températures audessous du zéro degré C. influence sur les propriétés de l'acier allié à haute teneur en W (6,3%) et en Mo (5,1%) pendant l'enlèvement des copeaux ; dans ce but, on a appliqué plusieurs types de cycles thermiques, les résultats étant analysés comparativement. Les résultats obtenus recommande le traitement audessous du zéro degré C. comme efficient pour ce type d'acier (chauffage à 1220°C ; refroidissement à l'huile ; refroidissement au-dessous de —70°C ; revenu à 560°C).

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 75, 12 fig., 2 tab., 4 ref.

CD : 621.78 : 536.2

Drugă, L., Wanyorek, C.: **Considérations sur le transport de chaleur en lit fluidifié.**

Le transport de chaleur à travers d'une couche fluidifiée a été longtemps étudié dans la littérature technique, en montrant que la convection a le rôle le plus important. L'ouvrage présente un modèle de transport de chaleur, en tenant compte de l'influence des radiations, même à des tempèratures inférieures à 300°C.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 2, p. 80, 2 fig., 4 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 539.374 : 621

Chiriță, V.: **Einige Perspectiven im Bereich der plastischen Verformungen im Rahmen des Maschinenbaus.**

Die Arbeit analysiert die Entwricklung der Umformtechnik in unserem Lande im Vergleich zu den industriell fortgeschrittenen Ländern bezüglich. Struktur der umgeformten Werkstücke Struktur der umformtechnologischen Verfahren, Ausstattung mit neuen Anlagen und Entwicklung der Schmiedekapazitäten.

Aus dem Studium der spezifischen Kennzeichen ergeht die Zielstellung für die Umformtechnik zur Verbesserung der Qualität und Erhöhung der Wirtschaftlichkeit.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 45, 6 Bild., 5 Taf., 10 Lit.

DK : 539.374 : 621.983

Wanyorek, C.: **Eine rationiellere Gleichung zur Berechnung des Verschmiedungsgrades bei der Dehnung und Erweiterung während der Prägung.**

Die gewöhnliche Berechnung durch das Verhältnis zwischen dem Flächninhalt des Anfangs — und Endquerschnittes ist ergänzt durch das Verhältnis des „spezifischen Umrisses", vor und nach der Verformung. Die Gleichung ist erweitert für die Prägung, indem man das Verhältnis zwischen dem scheinbar stationären Volumen und der spezifischen oberflächen Veränderung, erweitert.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 52, 2 Bild., 1 Taf., 2 Lit.

DK : 539.374

Amza, Gh., Drimer, D.: **Untersuchungen hinsichtlich der Verwendung des ultraschalls und seinen Effekten auf die Oberflächenschicht, der durch plastische Verformung im ultraschallfeld bearbeiteten Werkstüke.**

In diesem Beitrag wird die Verwendungsart der Ultraschallenergie bei der Verbesserung der Oberflächenqualität der durch plastische Verformung im Ultraschallfeld bearbeiteten Werkstücke, behandelt. Unter Verwendung der Methode der vielfachen Korrelation, wird das Verhältnis zwischen der Oberflächenrauhigkeit und den technologischen, akustischen, mechanischen und konstruktiven Faktoren bestimmt.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 54, 7 Bild., 1 Taf., 10 Lit.

DK : 539.374 : 669.14

Popa, I., Pascu, D., Wanyorek, C.: **Bestimmung mittels Torsionsmethode des optimalen Bereiches zur Wärmverformung des Stahls 22 Ni Mo Cr 37.**

Die Arbeit beabsichtigte die Bestimmung des optimalen Bereiches zur Wärmverformung des Stahls 22 Ni Mo Cr 37. Zur Festlegung dieses Bereiches wurde die Warmtarsionsmethode angewendet. Der Beitrag bringt sowohl die theoretischen Aspekte der Methode als auch die erhaltenen praktischen Ergebnisse.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 59, 7 Bild., 4 Lit.

DK : 621.78 : 621.91.02

Dulămiță, T., Marin, M., Chircă, D., Bane, M.: **Verminderung des Metallverbrauches durch Wärmebehandlung der spanalhebenden Werkzeuge.**

Im Vartrag wird eine neue Technologie zur Wärmhandlung der Schnellstahlstähle beschrieben, die zu einer bedeutenden Energie einsparung durch die Verkürzung der Anlassdauer führt. Es wird die Tatsache hervergehaben dass die mit W (RP 3) hochlegierten stähle erfolgreich durch Stähle mit geringerem Gehalt an W (RP 9) ersetzt werden können, als auch der günstige Einfluss der thermochemichen Behandlungen auf erhähte Lebensdauer der Werkzeuge.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 63, 2 Bild., 8 Taf., 7 Lit.

DK : 621.78 : 620.178.1.004.6

Cojocaru, M.: **Verbesserung der Verschleissfestigkeit durch thermochemische Bahandlung.**

Die thermochemische Behandlung des Stahls in elektrostatischen Feld unter Einwirkung der elektrischen Entladungen wird eingesetzt zur Verbesserung der Verschleissfestigkeit der Oberflächenschichten.

Die Schwankung der technologischen Parameter, welche din Phasen der als Folge der thermochemischen Behandlung erhaltenen Oberflächenschichte beeinflussen (Intensität, Temperatur, Spaltungsgrad des Ammoniaks, Standhaltzeit) fordert die Anwendung der mathematischen Planungsmethode der Versuche. Im Beitrag wurden die Ergebnisse des Verschleisses der nitrierten Schichten bei Stahl MC 10 und 38 Mo CA 09 beschrieben, die durch thermochemische Behandlung und durch Funkenentladungen erhalten wurden.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 67, 2 Bild., 2 Taf., 3 Lit.

DK : 639.18 : 621.91.07

Spătaru, I., Wanyorek, C.: **Einige untersuchungen die Oberflächen hartung durch Behandlung mit Bor des OLC-15 Stahls.**

Das Werk enthält die Ergebnisse der Behandlung mit Bor de OLC 15 — Stahls in einem Flüssiglassbad, borsilikatisiert. Es wird gegeben das Diagramm der Stärke der borierten Schicht, bezogen auf der Behandlungszeit für verschiedene Temperaturen. Es werden analysiert die Wege der Erzielung der Borschichten für verchiedene Behandlungszeiten und wechselnde Temperaturen. Die Temperatur von 950°C ist die geeigneste zur Erzielung der Borseschicht in einem Flüssigglassbad, borsilikatisiert.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 70, 5 Bild., 1 Taf., 5 Lit.

DK : 621.78

Alexandru, I., Ailincăi, Gh., Picoș, C., Dima, A., Tămășdan, L.: **Aspekte betreffend den Einfluss der Warmbehandlung, bei Temperaturen unter 0°C, auf die zerspanungs Agenschaften des Schnellstahls (Rp 5).**

Die Arbeit verfolgt die Darstellung des Einflusses der Wärmebehandlung bei Temperaturen unter Null Grad Celsius auf die Zerspanungseigenschaften eines hochlegierten Stahles mit W (6,3%) und Mo (5,1%); zu diesem Zweck wurden mehrere Wärmekreislaufarten angewendet, wobei die Ergebnisse vergleichend untersucht wurden. Die erzielten Ergebnisse empfehlen din Behandlung unter Null Grad Celsius (Erwärmung 1220°C; Ölkühlung; Erkaltung auf — 70°C; ein Anlassen auf 560°C) als günstig und vorteilhaft für diesen Stahl.

Construcția de mașini, 30 (1978), N. 2, S 75, 12 Bild., 2 Taf., 4 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 539.374 : 621

Кириця, В. : **Некоторые перспективы в области пластически деформаций в машиностроение.**

В данной статье анализируется развитие отделов по пластической деформаций в нашей стране в сравнении с другими развитыми промышленными странами имеется в виду структуру деталей, полученных методом пластической деформаций, оснащение оборудованиям и развитие оборудования для ковки, штамповки и вытяжки.

Вследствие исследования некоторых специфических показателей выделяются ориентированные направления отделов пластической деформации для улучшения качества и роста рентабельности.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 45, 6 фиг., 1 таб., 10 реф.

ДК : 539.374 : 621.983

Ванйорек, К. : **Целесообразнее уравнение для расчёта степени выковывания у действия удлинения и расширения в случае штамповки.**

Обиходный расчёт с помощью соотношением между начальными и заключительными площадями сечения дополняются с одним соотношением „удельного контура" перед и после деформирования. Уравнение расширается к штамповки, использую соотношение между объёмом очевидным неподвижным и переменом удельной поверхности.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 52, 2 фиг., 1 таб., 2 реф.

ДК: 539. 374

Амза, Г., Дример, Д. : **Исследования связи с применений ультразвуков и их эффектов над преимуществ поверхностного слоя образцов обработанными пластичном дефформированием в ультразвучного поля.**

В работе представляется метод использования ультразвучной энергий улучшения кауства поверхностного слоя при пластичной деформаций в ультразвучном поле.

Используя метода многочисленной соотношения устанавляется отношение между шероховатости поверхности и технологичные, акустичные, механичные и конструктивные факторы.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 54, 7 фиг., 1 таб., 10 реф.

ДК : 539.374 : 669.14

Попа, И., Паску, Д., Ванйорек, К. : **Определение методом кручения оптимального интервала для горячего деформирования стали 22 Ni Mo Cr 37.**

В работе представлен метод определения оптимального интервала горячего деформирования стали 22 Ni Mo Cr 37. С этой целью применяли метод горячего кручения. В работе представлены также как теоретические вопросы так и практические результаты метода.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 59, 7 фиг., 4 реф.

ДК : 621.78 : 621.91.02

Дулэмицэ, Т., Марин, М., Кирке, Д., Бане, М. : **Уменьшение расхода металла способом термической обработки при изготовлении режущих инструментов.**

В работе представлена новая технология для термообработки инструментов из быстрорежущей стали, определяющая важные экономии энергии сокращением цикла отпуска.

Отмечается что можно заменить с успехом высоколегированные стали с W (РП 3) сталями с пониженным содержанием W (РП 9) ; подчеркивается также положительное влияние химикотермической обработки на увеличение долговечности инструментов.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 63, 2 фиг., 8 таб., 7 реф.

ДК : 621.78 : 620.178.1.004.6

Кожокару, М. : **Увеличение износостоикости способом химикотермической обработки.**

Химикотермическая обработка сталей в электростатическом поле под действием электрических разрядов применяется с целью увеличения износостойкости поверхностных слоев.

Колебание технологических показателей, влияющих на фазы поверхностного слоя, полученного посредством химикотермической обработки (интенсивность, температура, степень диссоциации амиака, время выдержки) определяет необходимость применения математического метода для программирования экспериментов.

В работе представлены результаты исследования износа нитрированных слоев сталей МС 10 и 38 Mo CA 09, результаты полученные химикотермической обработкой и разрядом типа искрения.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 67, 2 фиг., 2 таб., 3 реф.

ДК : 669.18 : 621.91.07

Спэтару, И., Ваниорек, К. : **Борирование стали OLC 15 в ваннах жидкого стекла.**

Анализируются результаты борирования стали OLC 15 в ванне боросиликатного стекла. Излагается вариационную диаграмму толщины борированного слоя в зависимости от длительности поддерживания для разных температуров. Анализируются виды получения борированных слоев для различных времён поддерживания у переменных температуров. Температура 950°C — самая указанная для получения борированных слоев в ваннах жидкого стекла.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н, 2, стр. 70, 5 фиг., 1 таб., 5 реф.

ДК : 621.78

Александру, И., Анлинкэй, Г., Пикаш, К., Дима, А., Темешдан, Л. : **Виды относящиеся к влияниям термообработки у температуров под 0°C, на свойствах резаний богатолегизованной стали Rp 5.**

Работа исследует влияние термообработки при отрицательных температурах на свойства богатолегированной стали с W (6,3%) и Mo (5,1%) при резаний ; с этой целью применяли несколько видов термических циклов и сравнивали разные результаты.

Эти результаты рекомендуют обработку (нагрев 1220°C ; масляное охлаждение ; охлаждение при 70°C ; отпус при 560°C) в качестве целесообразного и эффективного метода при обработке такой стали.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 75, 12 фиг., 2 таб., 4 реф.

CD : 621.78

Munteanu, A.: **Certaines précisions concernant l'utilisation à la trempe de l'eau chauffée à 60—80°C.**

En partant du comportement contradictoire de l'eau chauffée à 60—80°C utilisée pour la trempe, on y explique — á l'aide d'une technique expérimentale moderne — les phénomènes d'ébullition qui ont lieu à la surface d'échange de chaleur de la pièce avec le milieu de trempe.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 2, p. 82, 7 fig., 7 ref.

CD : 625.33/.24

Constantin, Gh., Popescu, D., Manolache, S.: **La reprojection de la technologie d'execution de certains repères de la fabrication de citernes ou de wagons pour la transport du ciment.**

Pour réduire le nombre de phases du processus technologique et l'effort phisique et pour faire croître la productivité du travail on a apliqué l'étude du travail à l'exécution de certains repères de la fabrication des citernes ou des wagons pour le transport du ciment.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 2, p. 86, 5 fig., 2 tab.

CD : 669.131.6 : 669.131.622

Luca, V., Dîmboiu, E., Tudoran, P., Bidian, D.: **Détermination des propriétés élastiques des fontes grises et à graphite nodulaire par essais à vibrations de torsion libres.**

L'ouvrage présente les résultats des recherches effectuées sur les fontes grises et à graphite nodulaire soumises aux vibrations libres de torsion, par l'emploi de la méthode du pendule de torsion. On a établi la dépendance entre les grandeurs élastiques déterminées (le module d'élasticité transversal G, le coefficient de Poisson μ, le décrément logarithmique δ_l) et la résistance à la rupture par traction σ_r le module d'élasticité longitudinal E et la microstructure.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 2, p. 90, 7 fig., 5 ref.

DC : 625.23/.24

Constantin, G., Popescu, D., Manolache, S.: **The redesign of execution tehnology of some references in the fabrication of cisterns and waggons for ciment transportation.**

This theme regards the application of work study in the execution of some references in the fabrication of cisterns and waggons for ciment transportation. The purpose is to reduce the nomber of phases in the tehnological process, to reduce physical efforts and to increase the productivity.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 2, p. 86, 5 fig., 2 tab.

DC : 669.131.6 : 669.131.622

Luca, V., Dîmboiu, E., Tudoran, P., Bidian, D.: **Determination of elastic properties of grey pig iron and of nodular graphite iron by means of free torsion vibrations.**

The paper presents the results obtained in experiments carried out on grey pig iron and nodular graphite iron subjected to free torsion vibrations under application of the torsion pendulum method. We have established the dependence of the determined elastic values (the shear modulus G the logarithmic decrement δ_l and Poisson's number μ) on the tensile breaking streagth σ_r , the longitudinal elastic modulus E, and the microstructure.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 2, p. 90 , 7 fig., 5 ref.

DK : 621.78 : 536.2

Drugă, L., Wanyorek, C.: **Betrachtungen betreffend de Wärmeübergang im Fliessbett.**

In der Fachliteratur wurde der Wärmeübergang im Fliessbett studiert und die Hauptrolle der konvektion hervorgehoben. Im Vortrag wird ein Beispiel für Wärmeübergang, das auch den Strahlungseinfluss sogar bei Temperaturen unter 800°C berücksichtigt vorgeführt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 2, S 80, 2 Bild., 4 Lit.

DK : 621.78

Munteanu, A.: **Einige Festellungen betreffend die Varwendung des Warmwassers, zwischen 60—80°C während der Härtung.**

Die Arbeit erklärt mit Hilfe einer experimentellen modernen Technik, die Phänomene welche während des Kochprozesses an der Härteoberfläche des zum bearbeitenden Stückes, mit dem Härtemittel, stattfinden. Zur Notwendigkeit dieser Klarung, kam man infolge des widderspruchsvollen Verhaltens, des zwischen 60—80°C erwärmten Wassers, bei der Kühlung verwendet wird.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 2, S 82, 7 Bild., 7 Lit.

DK : 625.23/.24

Constantin, G., Popescu, D., Manolache, S.: **Der Neuentwurf der Ausführungstechnik einiger Festpunkte in der Fertigung von Zisternenwagen oder Wagen zur Zimentbeförderung.**

Die Arbeit betrifft die Anwendung des Arbeitsstudiums in der Aufstellung einiger Kennmarken bei der Fertigung der Zisternenwagen oder Wagen zur zimentbeförderung. Das ziel, das dabei verfolgt wird ist die Verminderung der Phasenanzahl während des technologischen Prozesses die Verminderung der physischen Anstrengung sowie die Erhöhung der Arbeitsproduktivität.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 2, S 86, 5 Bild., 2 Taf.

DK : 669.131.6 : 669.131.622

Luca, V., Dîmboiu, E., Tudoran, P., Bidian, D.: **Die Bestimmung der elastischen Eigenschaften von Grauguss und Sphäroguss durch Versuche mit freien Torsionsschwingungen.**

In der Arbeit werden die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen, die auf Grauguss und Sphäroguss, mit Hilte von Torsionsschwingungen, welche auf einen Torsionspendel erregt wurden, dargestellt. Es wurde der Zusammenhang zwischen den festgestellten elastischen Grössen (Schubmodul G, Poissonsche Zahl μ, logarithmisches Dekrement δl) und der Zugfestigkeit σ_r , Elastizitätsmodul E und Mikrostruktur, festgelegt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 2, S 90, 7 Bild., 5 Lit.

ДК : 621.78 : 536.2

Друге, Л., Ванйорек, К. : **Соображения относительно переноса тепла в кипящем слое.**

В литературе представлены данные о переносе тепла в кипящем слое и отмечается что конвекция имеет решающую роль. В работе представлен образец переноса тепла который имеет в виду и влияние излучения даже при температурах ниже 800°C.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 80, 2 фиг., 4 реф.

ДК : 621.78

Мунтеану, А. : **Некоторые установливания относящиеся к использованию разогретой воды (60—80°C) у закаливания.**

Начиная от противоречивого допускания разогретой воды у 60—80°C когда используется к закаливания, в статье объясняются — с помощью экспериментальной современной техники — явления кипения которые показываются у поверхности обмена теплоты деталей с средой закаливания.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 82, 7 фиг., 7 реф.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ATTENTION

Les lecteurs étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM — Serviciul — export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ДК : 625.23/.24

Константин, Г., Попеску, Д., Манолаке Ш. : **Второчное проектирование технологий для исполнения некоторых реперов, предназначенных переработки цистерн или товарных вагонов для переноса цемента.**

Работа ссылается на прикладывание „Исследования работы" к исполнению некоторых реперов предназначенных переработки цистерн или вагонов для переноса цемента, сцелью уменьшения каличества периодов технологического процесса, сокращения физического напряжения, также увеличения производительности работы.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 86, 5 фиг., 2 таб.

ДК : 669.131.6 : 669.131.622

Лука, В., Дымбою, Е., Тудоран, П., Бидиан, Д. : **Определение упругих свойств серых чугунов и чугунов с глобулярным графитом испытанием свободными кручающимися колебаниями.**

В работе представлены результаты исследования серых чугунов и чугунов с глобулярным графитом, подвергаемых испытанием со свободными кручающимися колебаниями, используя метод кручающегося маятника. Была определена зависимость между упругими свойствами (попреречный модуль эластичности G, коэффициент Пуассона μ, логаритмический декремент δt) и сопротивлением на разрыв Gr, продальным модулем эластичности E имикроструктурой.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 2, стр. 90, 7 фиг., 5 реф.

ACHTUNG !

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ВНИМАНИЕ !

Читатели иностранных стран могут абонироваться при **ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.**

CZ : 539.374 : 621

Unele perspective în domeniul deformărilor plastice în industria construcțiilor de mașini

Dr. ing. Vasile **CHIRIȚĂ** – director tehnic al Institutului de cercetări și proiectări tehnologice pentru sectoare calde (I.C.P.T.S.C.) — București

Direcțiile principale ale dezvoltării secțiilor de forjă au în vedere următoarele aspecte importante :

— producția pieselor obținute prin deformare plastică ;
— tehnologiile prin care se obțin aceste piese ;
— dotarea cu utilaje a secțiilor de deformare plastică în evoluție și în perspectivă.

Ultimele două aspecte analizează tendința existentă pe plan internațional în țările care-și asigură integral necesarul de piese deformate plastic și produc și pentru export. Un tablou real al direcțiilor de dezvoltare a secțiilor de forjă nu se obține decît dacă se analizează țările dezvoltate industrial. Atît pe plan internațional cît și la noi în țară dezvoltarea producției pieselor obținute prin deformare plastică și — implicit — a secțiilor de forjă se face pe baza unor indicatori sintetici, permanent supuși unor critici vehemente. Dintre acești indicatori sînt — mai frecvent — luați în considerare următorii :

a) **producția de piese (tone) la 1 milion lei producție globală.** Acest indicator nu se găsește frecvent în publicațiile de specialitate deoarece include unele cifre care pot fi secrete. Pe de altă parte, acest indicator nu poate da o imagine reală (cantitativă și mai ales calitativă) a nivelului de dezvoltare a secțiilor de forjă, a schimbărilor importante ce au loc în tehnologiile specifice deformărilor plastice ;

b) **producția de piese deformate plastic (kg) la mia de locuitori,** indicator deseori folosit de statisticile internaționale — în special pentru comparația între state — asemenea cifre se găsesc în literatura de specialitate și variază în țările dezvoltate industrial între 35 . . . 50 kg/1000 locuitori. După cum se observă, el variază în limite destul de înguste ;

c) corelarea dintre piesele realizate în sectoarele calde (piese turnate și forjate), **raportul dintre producția de piese turnate și forjate :**

$$K = \frac{T}{D} \; 2{\cdot}3 \ldots 2{,}9$$

unde :

T — producția totală a pieselor turnate (indiferent de material și tehnologie) ;
D — idem, pentru piesele obținute prin deformare plastică.

Folosirea acestei relații pentru o anumită categorie presupune cunoașterea valorilor T și D, ceea ce foarte des este dificil.

d) în sfîrșit, cel mai frecvent indicator de consum al pieselor deformate plastic utilizat pe plan internațional, care se găsește în toate publicațiile de specialitate este **producția (în procente) de piese** obținute prin deformare plastică **din totalul producției de oțel** pe întreaga economie a țării respective. Se ia în considerare numai producția de oțel pentru că piesele deformate plastic din alte materiale (bronz, alamă, etc.) — reprezintă cantități neglijabile. Așa cum rezultă din fig. 1 acest indicator se află în limite foarte strînse.

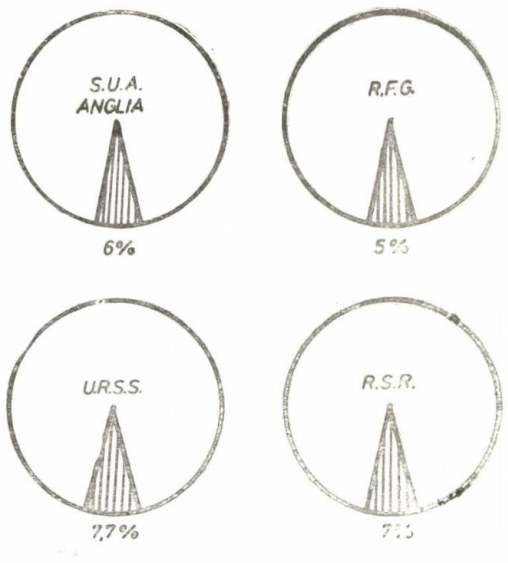


Fig. 1. Cantitatea pieselor forjate liber și în matrițe din producția de oțel a diferitelor țări.

De menționat că în U.R.S.S. [1], acest procentaj se menține neschimbat de peste 20 de ani. Indicatorul menționat se menține la valori reduse și datorită faptului că locul multor piese confecționate din aceste materiale a fost preluat de masele plastice sau de structurile metalice sudate, obținute direct din laminate sau prin combinarea acestora cu piese forjate, ambutisate ori turnate. Acest indicator, în afara unei variații de consum foarte mică de la stat la stat, conține deci și schimbări calitative importante.

Analizînd consumul de piese deformate plastic într-o economie oarecare, trebuie să ţinem seama de tendinţele existente în economia respectivă şi de perspectiva producţiei acestor piese în comparaţie cu cele obţinute prin alte procedee fundamentale. Aşa, de exemplu, în U.R.S.S., analizînd structura producţiei de piese necesare în construcţia de maşini, se observă o tendinţă accentuată de scădere a valorilor relative ale consumului de piese turnate sau deformate plastic în favoarea creşterii puternice a structurilor sudate (fig. 2) [2].

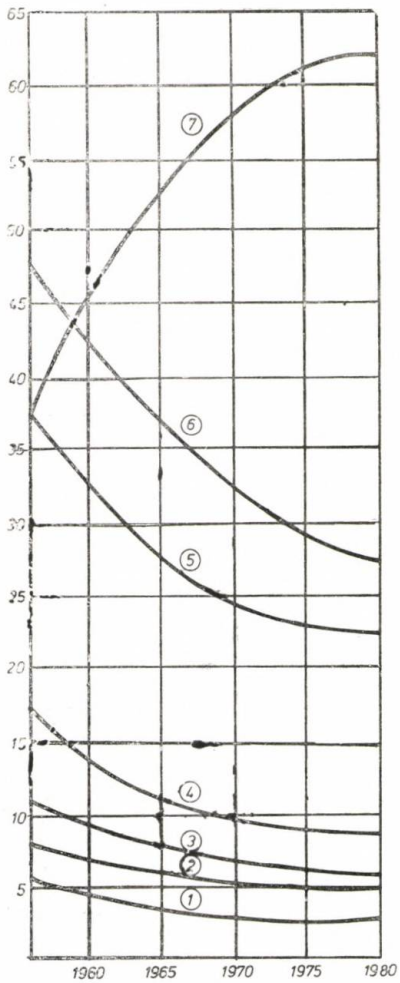


Fig. 2. Evoluţia structurii pieselor necesare în construcţia de maşini (U.R.S.S.) funcţie de modul lor de realizare :

1 — piese forjate liber ; 2 — piese deformate în matriţe ; 3 — total piese deformate plastic ; 4 — piese deformate din oţel ; 5 — piese turnate din fontă ; 6 — total piese turnate ; 7 — piese obţinute prin sudură (din laminate sau combinaţii între laminate, turnate şi deformate plastic).

Se observă că deşi producţia de oţel creşte continuu iar coeficientul de 7% rămîne constant, necesarul pieselor deformate plastic în construcţia de maşini scade treptat, stabilizîndu-se în anul 1980 la circa 19% (3,5% piese forjate liber şi 5,5% piese deformate în matriţe), iar după anul 1980 ponderea pieselor obţinute prin deformare plastică rămîne constantă. În consecinţă, nu va exista niciodată pericolul ca din componenţa maşinilor să dispară cu totul piesele obţinute prin deformare plastică.

Din punct de vedere tehnologic, se remarcă tendinţa de creştere a producţiei de piese deformate în matriţe cu consum redus de material şi manoperă şi cu caracteristici fizico-mecanice superioare. Pe plan internaţional, în ţările dezvoltate industrial, producţia de piese obţinute prin deformare în matriţe reprezintă — la nivelul anilor 1970—1975 circa 75% (în U.R.S.S., S.U.A., Anglia, R.F.G., etc.), restul de 25% reprezentînd piese forjate liber pe ciocane şi prese hidraulice [1, 2]. De remarcat faptul că (în ţările dezvoltate industrial) piesele forjate din lingou — reprezintă 40 . . . 50% din totalul pieselor forjate liber, restul pieselor forjate liber se realizează din laminate.

Trebuie evidenţiate şi alte aspecte ale mutaţiilor calitative în domeniul tehnologiilor pentru deformări plastice, care s-au manifestat pregnant în perioada 1965—1975 şi continuă să se manifeste. Este vorba de ridicarea preciziei la matriţare prin dezvoltarea procedeelor de matriţare fără bavură, matriţarea fără prelucrări mecanice ulterioare, extruziunea la cald, semicald sau rece, matriţarea preformelor sinterizate etc., care conduc la un înalt grad de utilizare a materialului (între 85% şi 100%), conferind pieselor proprietăţi fizico-mecanice deosebite.

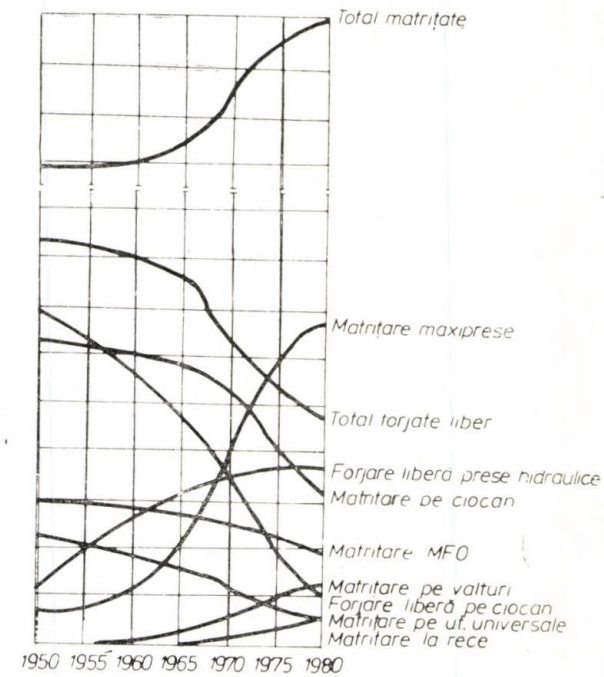


Fig. 3. Evoluţia producţiei de piese deformate plastic în U.R.S.S. pe diverse tipuri de utilaje.

Referitor la evoluția și perspectiva procedeelor tehnologice de deformare plastică cu influențe directe asupra parcului de utilaje și perspectivei dotării secțiilor de foraje, se pot analiza două grafice privind evoluția producției de piese deformate plastic în U.R.S.S. pe diverse tipuri de utilaje, (fig. 3), [1, 2, 7] și evoluția procentuală (cota parte a producției date) a parcului de utilaje pentru deformări plastice din S.U.A., (fig. 4), [1, 2, 3, 4, 6]. Din figurile prezentate rezultă următoarele :

— scăderea evidentă a producției de piese deformate plastic pe ciocane (de forjare liberă și matrițare) ;

— creșterea intensivă a producției pe acele tipuri de utilaje care permit ridicarea preciziei de execuție a pieselor deformate în matrițe, și anume matrițarea pe prese, pe mașini orizontale de forjat, pe valțuri ;

— trecerea masivă a forjării libere a pieselor de pe ciocane, pe prese hidraulice cu o cadență apropiată de cea a ciocanelor de forjare liberă, integrate cu manipulatoare de forjare, dotate cu dispozitive de urmărire a întregului proces de forjare (a dimensiunilor, formei, etc.) și cu calculatoare de proces.

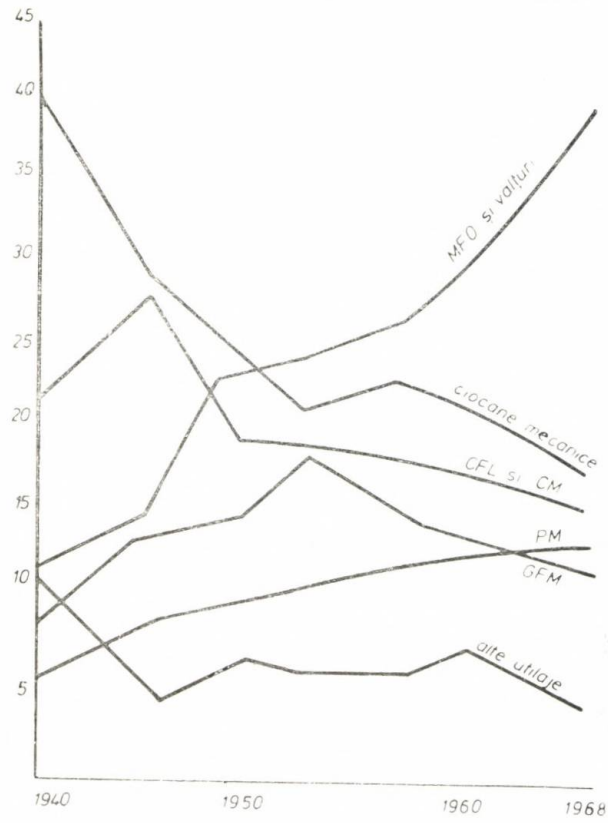


Fig. 4. Evoluția procentuală (cota parte a producției date) a parcului de utilaje pentru deformări plastice în S.U.A.

O problemă importantă în domeniul tehnologiilor, cu implicații asupra dezvoltării utilajelor, este tendința de folosire în procesele de deformare plastică în proporție de pînă la 90% profile laminate. În această categorie intră țările dezvoltate industrial [1, 2]. Din statisticile publicate de U.R.S.S. [1, 2] rezultă că această țară va atinge nivelul menționat mai sus în anul 1980 (tabelul 1).

Un alt aspect, care ar putea caracteriza situația actuală a tehnologiilor de deformare plastică în țările avansate [1, 2], se referă la indicatorul de folosire a metalului pentru realizarea pieselor finite în industria constructoare de mașini, pentru piese matrițate (valori medii) :

— consumul de metal pentru piese matrițate . . . . . 100% ;
— greutatea piesei finite . . . . . 51% ;
— pierderi . . . . . 49% ;

din care :

— oxizi (pierderi nerecuperabile) . . . 3% ;
— bavuri (merg la retopit) . . . . . 15% ;
— șpan (merge la retopit) . . . . . 31% ;

Tabelul 1

Evoluția producției de piese deformate plastic în U.R.S.S. și semifabricatele folosite la forjarea liberă

Nr. crt.	Structura pieselor		Anii / U.M.	1950	1955	1960	1965	1970	1975	1980
1	Piese forjate	Total	mii tone	1050	1450	1800	2300	2400	2250	2250
			%	41	40,5	40	39	32	27	24,5
2		Forjate din lingou	mii tone	278	444	685	830	985	1050	1080
			%	11	12,4	15,2	14	13	12,5	12
3		Forjate din laminate	mii tone	772	906	1115	1470	1415	1200	1170
			%	30	28,1	24,8	25	19	14,5	12,5
4	Piese deformate în matriță		mii tone	1500	2150	2700	3600	5100	6100	6700
			%	59	59,5	60	61	68	73	75,5
5	Total piese deformate plastic		mii tone	2350	3600	4500	5900	7500	8350	8950
			%	100	100	100	100	100	100	100

Evident, în cazul pieselor forjate liber situația se prezintă mai defavorabil. Consumul de oțel pentru obținerea unei tone de piese forjate sau matrițate, funcție de tipul utilajului și seria de fabricație, este destul de ridicat încă pe plan internațional (tabelul 2), [1, 2, 9].

Tabelul 2

Consumul de oțel din lingou sau laminat pentru piese forjate liber sau matrițate, funcție de tipul utilajului și seria de fabricație

Procedeul tehnologic	Felul producției	Tipul semifabricatului	Consum de oțel pt. 1000 kg de piese forjate (matrițate) kg	
Forjare liberă (pe ciocane)	unicat și serie mică	laminat	1050 ... 1200	
Forjare liberă (pe prese) forța pînă la 1000 tf		lingou	1400 ...	1600
		lingou cu maselote reduse	1250 ...	1500
forța pînă la 3000 tf		lingou	1450 ...	1650
forța peste 3000 tf		lingou	1500 ... 1700	
Forjare liberă (pe ciocane) cu folosirea matrițelor deschise				
Matrițare (pe ciocane) — cu G ⩽ 3 t	serie mare și de masă	laminat obișnuit	1150 ... 1350	
— cu G ⩾ 3 t		prematrițare pe valțuri	1100 ... 1250	
Matrițare (pe MFO)		laminat	1100 ... 1300	
		laminat	1050 ... 1150	
Matrițare (pe prese mecanice maxi prese)		laminat	1075 ... 1150	

Valorile încadrate sînt mai frecvente

Din cifrele prezentate rezultă că pentru realizarea pieselor forjate sau matrițate se consumă în plus o cantitate de oțel care variază între minimum 5% (frecvent 10%) și maximum 70% (frecvent 50 ... 60%).

Dacă se analizează repartiția pierderilor de material între metalurgie și construcția de mașini, apare un aspect interesant remarcat de statisticienii specialiști în acest domeniu [1] și prezentat în tabelul 3.

Tabelul 3

Bilanțul consumului de metal pentru piese forjate liber și matrițate

Felul pierderii	Metalurgie %	Construcția de mașini %	Total %
Oxizi (țunder)	7	5	12
Resturi	9	2	11
Bavură	—	18	18
Șpan	—	24	24
Piese finite	—	35	35
Total	16	84	100

Din datele menționate se poate constata că pierderile de material (de la lingou sau laminat la piesa finită) reprezintă 64%, rezultînd coeficienți scăzuți de utilizare a metalului de 0,3 ... 0,35% în cazul forjării libere și de 0,45 ... 0,55% în cazul matrițării.

Din situația prezentată mai sus, existentă pe plan internațional, se desprind cîteva concluzii, atît pentru dezvoltarea proceselor tehnologice cît și pentru dezvoltarea producției de utilaje, și anume :

— **debitarea de precizie a căpătat, în ultimul timp o importantă dezvoltare** pe plan internațional, printr-o serie de procedee tehnologice originale și prin utilaje speciale care realizează forfecarea pură ;

— **pierderile de material în bavură și șpan (42%) și-au găsit rezolvările parțiale** prin : matrițarea fără bavură pe maxiprese și chiar pe ciocane matrițoare, matrițarea de precizie fără prelucrări ulterioare pe presa de construcție specială și cu tehnologii noi, extruziunea la cald, semicald și rece cu tehnologii adecvate pe prese specializate, prematrițarea formelor sinterizate pe utilaje specializate, etc., rezolvări care în mare parte nu sînt încă în faza generalizării datorită mai ales investițiilor mari și costurilor importante privind pregătirea fabricației ;

— **extinderea în continuare a matrițării pe maxiprese cu folosirea prematrițării pe valțuri** a căpătat o dezvoltare impresionantă datorită efectelor economice (economie de material, productivități mari, etc.) ;

— **extinderea forjării libere pe prese hidraulice sau oleo-hidraulice** cu cadență rapidă cu preselectarea dimensională a vitezei de lucru și a forței, integrarea acestora cu manipulatoare.

O altă caracteristică a tendințelor existente pe plan mondial în producția de piese deformate plastic este puternica specializare și concentrare a producției acestor piese. Astfel, în țări cu tradiție în acest domeniu ca S.U.A., U.R.S.S., Anglia, R.F.G., Franța, Japonia — se manifestă puternic această trăsătură, existînd întreprinderi care au capacități de producție specializată de 50.000 t/an, 100.000 t/an, 200.000 t/an și chiar 300.000 t/an, dovedindu-se a fi deosebit de economice [1, 2, 8, 9].

Dezvoltarea capacităților de producție în țările dezvoltate industrial se face astfel, încît producția să poată acoperi necesarul anual de piese deformate plastic cu o depășire de 15%...25%.

Aceste trăsături (tendințe existente pe plan tehnologic) pe planul organizării tehnologice a fabricației de piese deformate plastic au avut și au o influență determinantă în evoluția parcului de utilaje, în producția utilajelor și instalațiilor tehnologice principale și auxiliare.

Astfel, în ceea ce privește utilajele tehnologice principale, s-a manifestat tendința creșterii masive a producției de utilaje care pot realiza piese cu precizie ridicată (maxiprese, valțuri de forjare, prese pentru extruziunea metalelor, prese pentru matrițarea de precizie, prese pentru realizarea pieselor din pulberi metalice, prese hidraulice, etc.), în dauna scăderii producției utilajelor tradiționale vechi — ciocanelor, care, totuși, n-au putut fi scoase și nu vor fi scoase din uz. Utilajele vechi, clasice suferă continue perfecționări și modernizări.

Specialiștii și statisticienii din domeniul tehnologiilor și producției de utilaje pentru deformări plastice [1, 2, 3, 4, 6, 7], au găsit că trebuie să existe o corelare logică între utilajele pentru deformări plastice și mașinile unelte așchietoare. Astfel se dau cîteva rapoarte considerate de autorii citați drept optime :

$$\frac{\text{nr. buc. parc utilaje pentru deformări plastice}}{\text{nr. buc. parc mașini-unelte așchietoare}} = 0{,}23 \qquad (1)$$

$$\frac{\text{nr. buc. utilaje pentru deformări plastice care se produc}}{\text{nr. buc. mașini unelte așchietoare care se produc}} = 0{,}21 \qquad (2)$$

$$\frac{\text{nr. buc. mașini unelte așchietoare ce se produc}}{\text{nr. buc. parc mașini unelte așchietoare}} = 0{,}08 \qquad (3)$$

$$\frac{\text{nr. buc. utilaje pentru deformări plastice care se produc}}{\text{nr. buc. parc utilaje pentru deformări plastice}} = 0{,}08 \qquad (4)$$

Cele mai importante observații ce se pot reține sînt următoarele :

— rapoartele (1) și (2) sînt aproape egale iar (3) și (4) identice, ceea ce indică necesitatea unui echilibru între parcul și producția aceluiași tip de utilaj, precum și legătura ce trebuie să existe între utilajele producătoare de piese deformate plastic și prelucrate prin așchiere ;

— rapoartele (1) și (2) vor putea crește insensibil numai odată cu introducerea masivă a matrițării de precizie, sau a altor procedee de deformare plastică cu consum redus de metal sau cu coeficient ridicat de utilizare a metalului ;

— rapoartele (3) și (4) reprezintă nu numai rata de reînoire a parcului dar și creșterea parcului datorită creșterii absolute a producției de piese deformate plastic și a celor prelucrate prin așchiere.

Pentru exemplificare se prezintă evoluția parcului de utilaje pentru deformări plastice și de mașini-unelte așchietoare în U.R.S.S. (fig. 5) și evoluția producției de utilaje pentru deformări plastice din U.R.S.S. și S.U.A. (fig. 6) în mii de bucăți.

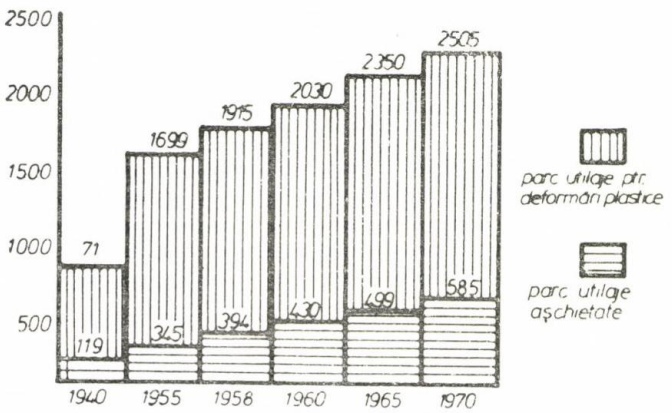


Fig. 5. Evoluția parcului de utilaje pentru deformări plastice și de mașini unelte în U.R.S.S. (unități fizice).

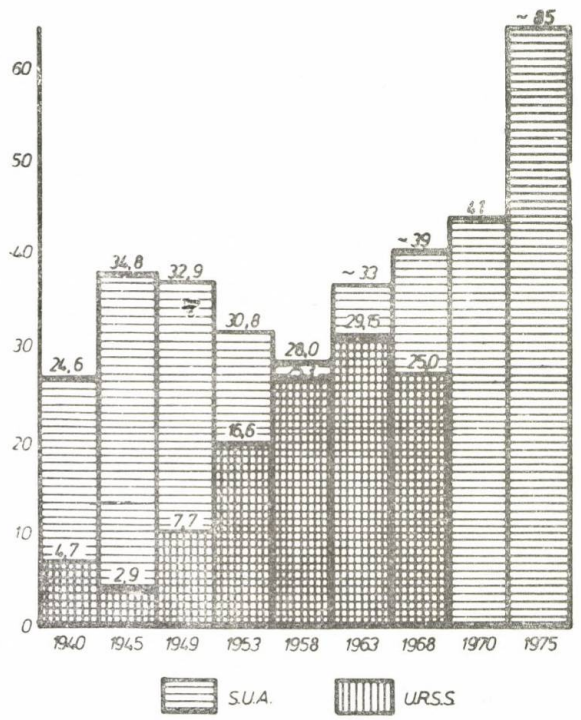


Fig. 6. Evoluția producției de utilaje pentru deformări plastice în S.U.A. și U.R.S.S. (unități fizice).

Din figura 5 — rezultă o creștere continuă a parcului, pe baza unui program intens de dezvoltare a producției de piese deformate plastic, astfel încît într-o perioadă de 18 ani U.R.S.S. să depășească în unități fizice producția acestor tipuri de utilaje ce se realizează în S.U.A. Acest program intens a condus la situația că parcul de utilaje pentru deformări plastice din U.R.S.S. este cel mai tînăr parc din rîndul țărilor dezvoltate industrial. Astfel, după 1970, parcul utilajelor pentru deformări plastice din U.R.S.S., S.U.A., Anglia și Canada a avut următoarea structură de vîrstă :

	S.U.A.	U.R.S.S.	ANGLIA	CANADA
cu vechime sub 10 ani	65%	36%	39%	41%

Desigur, structura parcului de utilaje pentru deformări plastice, în toate țările, este destul de eterogenă, atît în privința nomenclatorului cît și în privința vîrstei. Aceste utilaje se remarcă printr-o robustețe deosebită (impusă de eforturile mari, necesare proceselor tehnologice), multe din ele depășind vîrsta de 20 ani — timp în care pot suferi sau nu modernizări. În afară de această observație, mai trebuie menționat faptul că — permanent — apar utilaje noi (noi concepute sau prin transformarea celor vechi) impuse de noile procedee tehnologice care reclamă forțe, viteze și precizii din ce în ce mai mari.

Astfel, în domeniul forjării libere a apărut necesitatea deformării cu mare precizie și viteză cu utilaje speciale atît pentru industria construcțiilor de mașini, pentru fabricația de scule, pentru industria aeronautică și spațială, etc.

Dezvoltarea deformării în matrițe de mare precizie (la cald, semicald sau rece) a impus, practic, realizarea unor utilaje complet noi care, bineînțeles, au pornit tot de la utilajele clasice — maxiprese, prese cu șurub etc.

Extruziunea metalelor și aliajelor a impus, de asemenea, apariția unor utilaje speciale noi atît pentru aliajele clasice cît și pentru cele extradure.

Realizarea pieselor din pulberi metalice a condus la crearea unei game foarte largi de prese și instalații care să permită obținerea pieselor fie numai prin presare — sinterizare-compactare, fie prin matrițarea preformelor sinterizate — procedeu mai nou cu mare perspectivă în industrie.

Procedeele tehnologice de ambutisare s-au dezvoltat foarte mult în ultimele două decenii, influențînd direct în realizarea unor instalații și prese de concepție originală.

Rularea și presarea la cald sau la rece a condus la realizarea unor automate cu un înalt grad de automatizare și mecanizare, capabile de productivități și precizie în realizarea pieselor deosebit de mari.

Paralel cu apariția unor utilaje noi, specializate, industria utilajelor pentru deformări plastice s-a dezvoltat și în sensul creării unei game tipizate de utilaje și instalații cu un mare grad de integrare, de reutilizare a unor subansamble și elemente, făcînd din această industrie o producție deosebit de rentabilă pentru țările cu tradiție pe plan internațional. Astfel, se poate afirma că, în momentul de față, pe plan internațional s-a ajuns la un înalt grad de unificare și tipizare a eforturilor, dimensiunilor și caracteristicilor tehnice de bază ale utilajelor pentru deformări plastice.

Situația din Republica Socialistă România

Evoluția producției de piese deformate plastic în R.S.R. — în general — a fost în concordanță cu dezvoltarea industriei din România. Se poate afirma că dezvoltarea industriei construcțiilor de mașini și producția de piese deformate plastic și turnate s-au condiționat reciproc. În etapa actuală a nivelului tehnic piesele turnate și cele deformate plastic au o pondere de 30 ... 35% din greutatea totală a produselor din construcția de mașini. Există mașini și utilaje în care piesele obținute prin deformare plastică la cald, semicald sau rece reprezintă 60 ... 70% din greutatea totală a acestora. Aceste cifre sînt în concordanță și cu datele publicate în literatură [1, 2, 3, 4, 5, 7].

Se poate afirma că cea mai puternică dezvoltare a sectoarelor primare, în general, și a secțiilor de forjă, în particular, s-a afirmat accentuat în perioada 1958 ... 1980, dar în mod cu totul deosebit în perioada 1968 ... 1978.

Evoluția producției de piese deformate plastic în România a prezentat o serie de caracteristici :

— producția de piese deformate plastic s-a încadrat în tendința existentă pe plan internațional (fig. 1), adică a reprezentat 6 ... 7% din producția totală de oțel a României în diferite etape de dezvoltare economică ;

— nivelul producției a cunoscut salturi cantitative și calitative extrem de importante în perioada 1967—1977, în sensul că, luînd anul de referință 1968 (100%), producția de piese deformate plastic a fost în 1970 de 115%, în 1972 de 160%, în 1974 de 180%, în 1975 de 230 %, pentru ca la sfîrșitul anului 1980 să se prevadă o producție de aproape 4 ori mai mare decît cea din 1968 ;

— s-au produs mutații calitative prin creșterea continuă a volumului pieselor deformate în matrițe în dauna celor obținute prin forjare liberă, ajungîndu-se în 1976, la 60% cu posibilitatea ca la sfîrșitul anului 1980 să se atingă cifra de 70% ;

— folosirea laminatelor pentru deformarea plastică a fost în general la nivelul țărilor avansate (8%), dar producția pe cap de locuitor a fost mai mică. O cantitate mare de piese forjate liber (mai mult de 50%) se realizează direct din lingou datorită lipsei laminatelor pentru forjarea liberă a pieselor (cantitățile fiind mici, organizarea producției devine nerentabilă) ;

— promovarea unor tehnologii avansate, cum ar fi extruziunea la cald, semicald și rece a aliajelor feroase și neferoase, într-o serie de întreprinderi cu mare pondere în economia națională, precum și introducerea în fază industrială a tehnologiilor de matrițare de precizie și de matrițare de precizie a preformelor sinterizate — fără prelucrări ulterioare ;

— există preocupări în introducerea debitării de precizie.

Datorită importantelor dezvoltări ale secțiilor de forjă din R.S.R. în ultimii douăzeci de ani, ținînd seama de importantele dezvoltări care se prevăd în cincinalul 1976—1980 pentru secțiile de forjă, la sfîrșitul anului 1980 varietatea tehnologiilor și a parcului de utilaje va cunoaște un important salt cantitativ și calitativ. Practic, la sfîrșitul anului 1980, parcul de utilaje se va tripla în comparație cu anul 1970.

Tabelul 4

Structura pieselor deformate plastic în R.S.R.

Nr. crt.	Modul de realizare a pieselor	% din total la nivelul anului 1975	
		R. S. R.	U. R. S. S.
1.	Total forjate liber	32,0	27
	din care :		
1.1.	Forjate liber pe prese hidraulice	5,0	18
1.2.	Forjate liber pe ciocane	27,0	9
2.	Total deformate în matrițe	68,0	73
	din care :		
2.1.	— pe ciocane	31,8	22
2.2.	— pe prese mecanice	8,0	30
2.3.	— pe MFO	1,7	11,5
2.4.	— alte utilaje universale	14,0[2]	3
2.5.	— pe laminoare și prese	12,5[3]	5
2.6.	— la rece pe prese mecanice (fără prelucrări mecanice ulterioare)	—	1,5

NOTA : 1) a fost adăugată producția de șuruburi (3%);
2) a fost adăugată deformarea în matrițe pe prese hidraulice (matrițări și ambutisări la cald (10%) ;
3) a fost adăugată producția de rulmenți (12,3%).

Tendințele care se manifestă în R.S.R. în etapa actuală se caracterizează prin :

— diversificarea și modernizarea tehnologiilor, promovarea tehnologiilor avansate care să conducă la productivități sporite, la un indice de utilizare a metalului foarte ridicat ; în mod special se vor dezvolta tehnologiile de deformare plastică în matrițe iar în domeniul forjării libere se va dezvolta forjarea pe prese hidraulice (de la 6% din producția de piese deformate plastic în 1976 la peste 10% în 1980) ; în ridicarea gradului de precizie al pieselor, deci cu adaosuri de prelucrare și toleranțe strînse.

— creșterea importantă a capacităților de producție care, practic, la sfîrșitul anului 1980, se vor dubla față de anul 1975 prin dezvoltarea secțiilor existente, prin creearea de secții și uzine specializate noi, prin concentrarea și specializarea producției de piese deformate plastic, printr-o repartiție teritorială rațională.

— crearea unei dotări, a unui parc de utilaje într-o concepție rațională a întregii dezvoltări a secțiilor de forjă.

Pe baza experienței acumulate pînă în prezent, atît din punct de vedere tehnologic cît și ca organizare tehnologică și, implicit, ca dotare, a apărut necesitatea și posibilitatea tipizării secțiilor de forjă, a grupurilor tehnologice de deformare plastică și prin urmare a utilajelor și instalațiilor care le compun.

Ca urmare programului de dezvoltare a sectoarelor calde se va putea asimila o gamă completă de utilaje pentru deformarea plastică a metalelor, practic dezvoltînd o direcție importantă în construcția de mașini. Astfel, economia națională va fi dotată cu toată gama de prese și alte utilaje pentru debitarea metalelor, inclusiv debitarea de precizie, ciocane pentru forjare liberă cu masa părților căzătoare între 63 kg și 5000 kg, acționate cu aer sau abur, inclusiv ciocane cu motoare lineare, prese hidraulice de forjare liberă cu forța de presare între 6,3 MN și 150 MN, dotate cu instalații pentru comanda manuală și automată a procesului de forjare cu caracteristici la nivel mondial, cu cadență ridicată și înaltă precizie la forjare. Dintre aceste instalații se remarcă, prin complexitatea și mărimea sa, presa hidraulică de forjare liberă de 120/150 MN, considerată ca una din cele mai moderne și mai mari prese de acest tip care s-a construit în ultimii 30 de ani [10]. Această instalație complexă de forjare liberă este rodul colaborării dintre Intreprinderea de Mașini Grele — București, Institutul de Proiectări și Cercetări Sectoare Calde — București și firma Demag — Meer din R.F.G.

Secțiile de forjă vor fi dotate cu moderne ciocane matrițoare cu masa căzătoare între 630 și 10.000 kg, maxiprese cu forța între 500 și 4000 tf, cu prese mecanice și hidraulice de debavurat, valțuri de preforjare, prese cu șurub pentru matrițat cu forța de presare pînă la 1000 tf, precum și alte utilaje pentru deformări plastice, toate realizate în concepție proprie, printr-o colaborare intensă între uzinele producătoare și Institutul de Cercetări și Proiectări Tehnologice pentru Sectoare Calde.

Utilajele ce se vor realiza în țara noastră vor putea forja lingouri cu masa unitară de 500 t și mai mari și vor putea matrița practic cele mai mari piese necesare industriei constructoare de mașini.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bialkovskaia, V. S., Brianski, G. A.:* Tehniceskie i economiceskie osnovî kuznecinogo proizvodstvo, Maşinostroenie, Moskva, 1972.
[2] *Saiovici L. L.:* Speţializaţia i kooperirovanie kuznecinoştampovocinogo proizvodstva. Maşghiz. Leningrad, 1972.
[3] * * *: Steel — 1960, nr. 12, pp. 96.
[4] * * *: U. S. Census of Manufactures, 1954, Bulletin, MC-33 D, pp. 16.
[5] * * *: Anuarul Statistic R.S.R., 1965 ... 1976.
[6] *Landsberg, H. H. ş.a.:* Resursele S.U.A. în anul 2000. Editura John Hopkins Press, Baltimore, 1963.
[7] *Mansurov, A. M. ş.a.:* Proiectirovanie tehov obrabotki metallov davleniem i svarocinogo proizvodstva. Maşinostroenie, Moskva, 1974, vol. 3.
[8] * * *: Al 8-lea Congres Internaţional al Forjorilor, iunie 1974, Paris, Franţa.
[9] * * *: Al 9-lea Congres Internaţional al Forjorilor, octombrie 1977, Tokio, Japonia.
[10] *Haller, H. W.:* Planung und Bau der grössten Freiformschmiedepresse seit 30 Jahren, In: „Werkstatt und Betrieb" 19.m. 109 (1976) 12 pp. 736 ... 740.

CZ : 539.374 : 621.983

O ecuaţie mai realistă pentru calculul gradului de forjare (coroiaj) la operaţiile de alungire prin deformare plastică — şi extinderea la operaţiile de matriţare

Prof. dr. ing. Constantin **WANYOREK** — Universitatea din Braşov

Calcularea gradului de deformare plastică (G_{fa}) (de forjare, de ecruisare), al coroiajului pe care îl suferă materialul în decursul operaţiilor de alungire prin forjare, laminare, etirare, extrudare, etc. la cald sau la rece prin raportarea ariei secţiunii iniţiale (A_i) la aria secţiunii finale (A_f):

$$G_{fa} = (A_i/A_f), \qquad (1)$$

nu reflectă procesul real într-un mod perfect. Dacă secţiunea finală realizată se întîmplă să aibă aceeaşi arie ca şi secţiunea iniţială, valoarea gradului de forjare, calculat cu ecuaţia (1), este egal cu unitatea, şi — în lumina concepţiei care a stat la baza constituirii acestei formule — practic nu s-a realizat nimic. Cu formula de mai sus, numai ce trece peste valoarea unu este semnificativ. Pentru a corecta această nepotrivire sistematică, se propune ecuaţia (2):

$$G_{fa} = (A_i/A_f) - 1 \qquad (2)$$

Această ecuaţie dă valori semnificative începînd de la zero în sus, care să poată servi la determinarea treptelor de deformare, a calibrărilor (caracterizate fiecare prin grade de deformare anumite, eventual avînd valori apropiate), sau la aprecierea cantităţii de energie necesară pentru realizarea deformării respective.

O altă lipsă a ecuaţiei (1) este faptul că nu pune în evidenţă că scopul procesului de alungire prin deformare plastică nu este numai micşorarea secţiunii produsului, ci şi modificarea profilului secţiunii. Nu este indiferent dacă profilul iniţial fiind circular, profilul final este tot circular, sau are înfăţişarea unui profil dublu *T*, şină de tramvai cu şanţ, sau tub fără sudură. Se poate presupune că, restul condiţiilor fiind egale, cu cît complexitatea profilului final este mai mare, cu atît mai mare va fi gradul de frămîntare, gradul de modificare a structurii şi implicit a proprietăţilor aliajului, consumul de energie, frecările, uzura sculelor, etc.

Considerînd că micşorarea ariei şi modificarea profilului secţiunii sînt factori independenţi — ecuaţia (1) se mai poate completa cu un termen care să exprime calitativ şi cantitativ raportul de creştere a complexităţii profilului.

Ca o măsură a acestei complexităţi se propune mărimea „Lungimea conturului specific", C_{sp}, definită ca raport al lungimii L_i respectiv L_f a contururilor secţiunilor, iniţială sau finală, către ariile A_i respectiv A_f, iniţială sau finală, fiecare stare (iniţială, finală) fiind caracterizată printr-o anumită valoare a lungimii conturului specific: $C_{spi} = L_i/A_i$ respectiv, $C_{spf} = L_f/A_f$. Creşterea complexităţii profilului (considerînd că în starea finală complexitatea este mai mare) se exprimă prin

raportul dintre lungimea conturului specific în starea finală către lungimea conturului specific în starea inițială — C_{spf}/C_{spi} — raport din care, pentru aceleași motive de raționalizare ca mai sus, este necesar să se scadă o unitate. Expresia ecuației de calcul propuse pentru determinarea gradului de forjare — (coroiaj la operațiile de alungire), capătă forma din ecuația (3).

$$G_{fa} = \frac{A_i}{A_f} + \frac{C_{spf}}{C_{spi}} - 2 \qquad (3)$$

Această ecuație dă valori semnificative începînd cu zero și ține seama de modificarea profilului, cifra aflată astfel putînd fi folosită ca un reper cantitativ al gradului de frămîntare, de modificare a proprietăților materialului, a gradului de uzură a sculelor (calibrelor), a consumului de energie. Devine posibil să se stabilească pe cale experimentală legătura dintre variația gradului de forjare — (coroiaj), astfel calculat — și valorile parametrilor tehnologici menționați — baza de calcul fiind mai realistă.

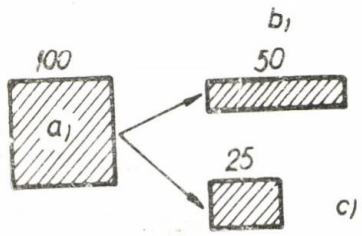


Fig. 1

Tabelul 1

G_{fa}	Operația		
Ecuația de calcul	a) → b)	a) → c)	c) → b)
$\frac{A_i}{A_f}$	20	20	1
$\frac{A_i}{A_f} - 1$	19	19	0
$\frac{A_i}{A_f} + \frac{C_{spf}}{C_{spi}} - 2$	24	22,5	0,33

Sensibilitatea — geometrică — a ecuației propuse, rezultă din examinarea exemplului înfățișat în figura 1 și tabelul 1.

Trebuie remarcat că și în cazuri simple, cînd profilul inițial și final au aceeași formă geometrică (dar alte dimensiuni) ecuația (3) își păstrează valoarea și expresivitatea. Astfel pentru un profil inițial circular cu diametrul D și un profil final circular cu diametrul $d<D$, gradul de forjare realizat se poate aprecia aplicînd ecuația (4):

$$G_{fa} = \left(\frac{\pi D^2}{4} : \frac{\pi d^2}{4}\right) + \left(\frac{\pi d}{\frac{\pi d^2}{4}} : \frac{\pi D}{\frac{\pi D^2}{4}}\right) - 2 \qquad (4)$$

$$G_{fa} = \frac{D^2}{d^2} + \frac{D}{d} - 2 \qquad (5)$$

Aceasta dovedește că și în cazul conservării integrale a formei geometrice a profilului inițial se pot produce modificări importante ale valorilor conturului specific, ca de pildă în cazul laminării de la ∅ 150 la ∅ 25 mm de unde rezultă un coroiaj de:

$$\frac{150^2}{25^2} + \frac{150}{25} - 2 = \frac{22{,}500}{3{,}125} + \qquad (6)$$

$$+ 6{,}0 - 2 = 6{,}36 + 6{,}00 - 2 = 10{,}36$$

Totodată reiese importanța cantitativă pe care ar putea s-o aibă modificarea profilului.

Extinderea acestor principii la calcularea gradului de forjare-coroiaj realizat în operațiile de matrițare G_{fm} se materializează prin următoarea ecuație:

$$G_{fm} = \left(\frac{V_t}{V_c} - 1\right) + \left(\frac{A_{spf}}{A_{spi}} - 1\right) = \frac{V_t}{V_c} + \qquad (7)$$

$$+ \frac{A_{spf}}{A_{spi}} - 2$$

Se face ipoteza că gradul de frămîntare, de modificare a structurii și implicit a proprietăților, gradul de uzură a sculelor, consumul de energie necesar la operațiile de matrițare — sînt cu atît mai mari, cu cît deplasarea de material realizată prin matrițare (corespunzător modificării ariei secțiunii la operațiile de alungire) și cu cît complexitatea formei finale a piesei (corespunzător profilului final al secțiunii la operațiile de alungire) sînt și ele mai mari.

Primul dintre acești factori (independenți între ei) poate fi măsurat prin raportul dintre volumul inițial total V_t al semifabricatului și volumul comun V_c (comun atît semifabricatului cît și produsului final) adică volumul rămas — din punct de vedere geometric — nedeplasat prin operațiile de matrițare, și care este cu atît mai mic cu cît volumul deplasat V_d a fost mai mare (volumul comun joacă rolul secțiunii finale, volumul total al celei inițiale).

Cel de al doilea factor va fi exprimat prin valoarea raportului dintre suprafața specifică

în starea finală, A_{spf} către suprafața specifică în starea inițială, A_{spi}, aceste suprafețe specifice fiind definite ca valori ale rapoartelor dintre suprafețele și volumele obiectului în stările inițială și finală.

O dificultate în aplicarea acestei ecuații [8] poate fi determinarea practică și suficient de exactă (planimetrarea) suprafeței exterioare a produsului final — mai ales cînd acesta are o formă geometrică foarte complicată

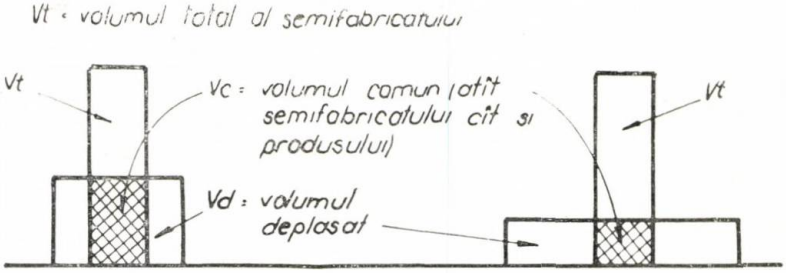


Fig. 2

În ambele cazuri se scade cîte o unitate, pentru eliminarea abaterilor sistematice (prin aducerea începutului curbelor de variație în originea sistemului de coordonate), avînd ca rezultat obținerea unor valori semnificative pentru procesul real începînd de la valoarea zero.

În figura 2 se prezintă două variante de matrițare, de intensitate diferită.

Avînd în vedere inegalitatea probabilă a grosimilor unei anumite piese matrițate, gradul de forjare la matrițare, calculat cu această ecuație, nu poate avea decît o semnificație medie, statistică, indicativă — care oferă însă o anumită orientare, calitativă și cantitativă [1, 2], în problemă — ceea ce este totuși mai mult decît nimic.

și greu de subîmpărțit în porțiuni mai regulate, abordabile prin calcul. Dificultatea s-ar putea învinge cu rezultate destul de precise, prin acoperirea acestei suprafețe cu folie metalică subțire, cît mai plastică (de ex.: din aluminiu, cositor sau plumb) mulîndu-i topografia cu bucăți potrivite de folie, cît mai fără cute sau suprapuneri și comparînd greutatea integrală a foliei aplicate cu greutatea unității de suprafață de folie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Wanyorek, C.:* Propunere pentru o formulă nouă de calcul a gradului de deformare plastică. Revista Metalurgia și Construcția de Mașini, 1956, nr. 10.

[2] *Wanyorek, C.:* Teoria modului de lucru științific și aplicarea lui în practică, revista „Construcția de Mașini", 1966, nr .12 și 1967, nr. 4.

CZ : 539.374

Cercetări privind rugozitatea suprafeței la piesele prelucrate prin deformare plastică în cîmp ultrasonor

As. ing. Gheorghe **AMZA**, Conf. dr. ing. Dolphi **DRIMER** — Institutul Politehnic București

Pentru a mări fiabilitatea organelor de mașini se folosește o prelucrare de finisare prin deformare plastică, care conduce la durificarea stratului superficial, îmbunătățirea calității suprafeței și a preciziei dimensionale. Procesul de deformare plastică la rece a stratului superficial are ca rezultat nu numai îmbunătățirea macro și microgeometriei suprafeței, a preciziei dimensionale și de formă, ci — simultan — are loc și îmbunătățirea proprietăților fizico-mecanice și fizico-chimice ale pieselor prelucrate.

Dezavantajele metodelor clasice de deformare plastică la rece (rulare, alunecare, lovire etc.) constau în aceea că necesită forțe de apăsare mari, introduc tensiuni interne mari, sculele și utilajele sînt complicate și greu de realizat, necesită mașini specializate etc. O metodă eficace pentru micșorarea sarcinilor statice în timpul deformării plastice a metalelor este aceea de a aplica sculelor oscilații ultrasonore, /2/. Avantajele acestei metode rezultă din forțele mici aplicate pieselor în timpul deformării, simplitatea procedeului, a sculelor și utilajelor, folosirea mașinilor-unelte universale etc.

Absorbția locală a energiei ultrasunetelor /7/ conduce la modificarea condițiilor de

curgere a metalului și o deformare mai ușoară. În anumite părți ale ciclului, tensiunile statice se adună la tensiunile variabile ca semn făcînd ca suma lor să devină suficientă pentru a învinge dislocațiile de bariere potențiale și pentru a conduce la o curgere mai ușoară. Pe lîngă acestea, acțiunea ultrasunetelor conduce la o activare a mișcării dislocațiilor, menținute pe loc de obstacole și la apariția dislocațiilor în interiorul surselor existente ușurînd în acest mod procesul de deformare plastică /6/.

Dacă se presupune o linie de dislocație blocată în două puncte (imperfecțiuni ale cristalului sau rețelei), mișcarea unei dislocații sub influența tensiunii alternative periodice a ultrasunetului poate fi asemuită cu cea a unei corzi vibrante dată de ecuația diferențială :

$$A\frac{\delta^2\xi}{\delta t^2}+B\frac{\delta\xi}{\delta t}-c\frac{\delta^2\xi}{\delta y^2}=b\cdot\sigma \qquad (1)$$

în care :

A este masa efectivă pe unitatea de lungime dată de relația :

$$A=\pi\cdot\rho\cdot b^2; \qquad (2)$$

C este tensiunea efectivă dintr-o dislocație curbată dată de relația :

$$C=2\frac{G\cdot b^2}{\pi(1-\mu)}; \qquad (3)$$

B este forța de amortizare pe unitatea de lungime a dislocației și pe unitatea de viteză, dată de relația /10/.

$$B=\frac{3\cdot k\cdot T\cdot Z}{10\cdot c_T\cdot a^2}; \qquad (4)$$

ξ — deplasarea unei dislocații de lungime 1 ;
ρ — densitatea materialului ;
b — vectorul Burgers ;
G — modulul de elasticitate transversal ;
σ — tensiunea aplicată
y — coordonatele de-a lungul liniei de dislocație;
μ — coeficientul Poisson ;
c_T — viteza curbei transversale ;
k — constanta lui Boltzman ;
a — parametrul rețelei cristaline.

Frecvența de rezonanță a unei linii de dislocație rezultată din ecuația corzii vibrante (1) este dată de expresia :

$$f_o=\frac{1}{2\cdot l}\sqrt{G/2\pi\rho} \qquad (5)$$

Relația (5) este foarte importantă deoarece pentru fiecare material metalic cunoscîndu-se G, ρ și l se poate calcula f_o, parametru foarte important în calculul și proiectarea unui bloc ultraacustic și în special în calculul concentratorului de energie ultrasonoră /1/.

Ținînd cont de aceste argumente și ipoteze s-a construit o instalație experimentală (fig. 1) pe care s-au efectuat o serie de experimentări.

Experiențele efectuate au avut drept scop : calculul și construcția unor concentratoare speciale tip bilă precum și studierea compa-

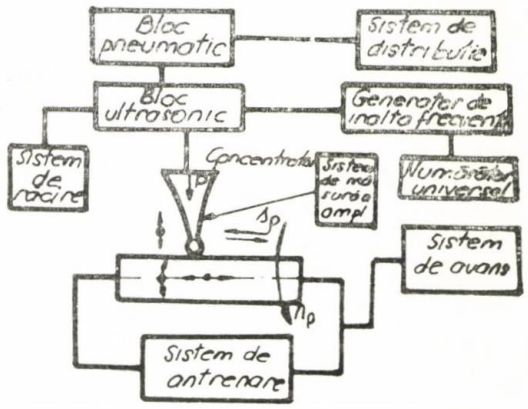


Fig. 1. Schema de principiu a modelului instalației pe care s-au efectuat experimentările

rativă a principalelor caracteristici calitative ale stratului superficial : rugozitatea suprafeței R_a, duritatea HB, adîncimea ecruisării h (fig. 2), tensiunile remanente, microstructura,

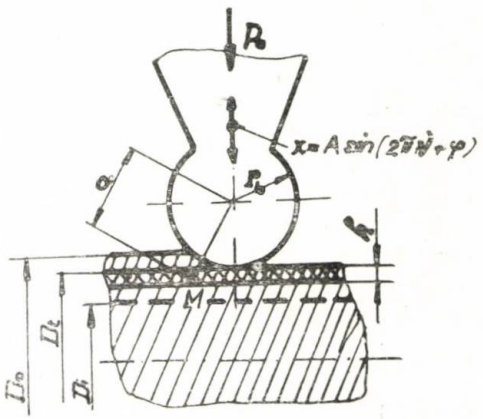


Fig. 2. Schema de principiu a prelucrării

rezistența la uzură și la oboseală. Concentratorul de energie ultrasonoră cu variație exponențială a secțiunii /1/ are partea activă sub forma unei sfere pulsante care transmite suprafeței cu care vine în contact o energie mecanică dată de relația /3/ ;

$$p=j\omega\frac{\rho\cdot r_b\cdot A}{a}\left(\frac{\lambda-2\pi r_b j}{\lambda+2\pi r_b j}\right)\cdot e^{j[\omega t-k(r_b-a)]} \qquad (5a)$$

în care :

A — amplitudinea vitezei particulei ;
ρ — densitatea mediului în care se propagă ;
r_b — raza bilei concentratorului ;
ω — pulsația unghiulară ;
λ — lungimea de undă a ultrasunetului ;
a — distanța punctului considerat față de centrul bilei.

Experienţele s-au efectuat pe piese de tipul axelor, confecţionate din aluminiu şi aliaje de aluminiu. S-a constatat că în afară de parametrii tehnologici o mare importanţă prezintă şi parametrii acustici asupra calităţii suprafeţei pieselor prelucrate. Eficacitatea acţiunii ultrasunetelor a fost apreciată cu ajutorul unor coeficienţi corespunzători, de forma : $\eta_P = P_o/P_u$ — după valorile forţei statice de apăsare ; $\eta_{Ra} = R_{ab}/R_a^u$ — după gradul de asperitate ; $\eta_{HB} = HB_o/HB_u$ — după gradul de ecruisare : $\eta_{\sigma-1} = \sigma_{-1}^0/\sigma_{-1}^u$ — după rezistenţa la oboseală : $\eta_\varphi = \sigma_\varphi^o/\sigma_\varphi^u$ — după existenţa tensiunilor remanente /5/.

Lucrarea de faţă îşi propune să analizeze rugozitatea suprafeţei R_a în condiţiile rezultatelor preliminare obţinute experimental (tabelul 1). Pentru a determina influenţa factorilor tehnologici şi acustici asupra rugozităţii se propune pentru rugozitate o ecuaţie de forma :

$$R_a = C \cdot A^{x_1} \cdot \nu^{x_2} \cdot P^{x_3} \cdot R_{ao}^{x_4} \cdot r_b^{x_5} \cdot v_p^{x_6} \cdot s_p^{x_7} \cdot i^{x_8} \quad (6)$$

în care :

C — constanta ce ţine cont de materialul piesei şi al concentratorului ;
A — amplitudinea oscilaţiei, în μm ;
P — forţa statică de apăsare, în daN ;
ν — frecvenţa ultrasunetelor, în KHz ;
Ra_o — rugozitatea iniţială (de la prelucrarea anterioară), în μm ;
r_b — raza bilei concentratorului, în mm ;
v_p — viteza de rotaţie a piesei, în m/min
s_p — avansul piesei, în mm/rot ;
i — numărul de treceri.

Tabelul 1

Valorile experimentale obţinute pentru parametrii luaţi în studiu

Nr. crt.	Ra [μm]	A [μm]	ν [kHz]	P [daN]	Rao [μm]	rb [mm]	V_p [mm/min.]	S_p [mm/rot]	i
1	0,1	10,0	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
2	0,2	7,5	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
3	0,4	5,5	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
4	0,6	22,0	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
5	0,8	35,0	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
6	1,0	42,0	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
7	0,2	12,5	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
8	0,4	17,5	20,5	2,0	6,3	6,0	187,5	0,032	1,0
9	0,1	15,0	21,5	5,0	5,0	5,0	160,0	0,050	1,0
10	0,2	15,0	21,5	5,0	10,0	5,0	160,0	0,050	1,0
11	0,4	15,0	21,5	5,0	12,6	5,0	160,0	0,050	1,0
12	0,5	15,0	21,5	5,0	15,0	5,0	160,0	0,050	1 0
13	0,8	15,0	21,5	5,0	20,0	5,0	160,0	0,050	1,0
14	1,6	32,0	24,5	4,0	6,3	2,0	203,0	0,018	1,0
15	1,0	32,0	24,5	4,0	6,3	3,0	203,0	0,018	1,0
16	0,8	32,0	24,5	4,0	6,3	4,0	203,0	0,018	1,0
17	0,6	32,0	24,5	4,0	6,3	5,0	203,0	0,018	1,0
18	0,4	32,0	24,5	4,0	6,3	6,5	203,0	0,018	1,0
19	0,8	12,5	28,0	6,5	8,5	6,5	83,5	0,050	1,0
20	0,7	12,5	28,0	6,5	8,5	6,5	109,7	0,050	1,0
21	0,5	12,5	28,0	6,5	8,5	6,5	132,3	0,050	1,0
22	0,3	12,5	28,0	6,5	8,5	6,5	151,0	0,050	1,0
23	0,6	12,5	28,0	6,5	8,5	6,5	207,3	0,050	1,0
24	0,1	7,5	26,5	10,0	6,3	4,0	190,3	0,032	1,0
25	0,2	7,5	26,5	10,0	6,3	4,0	190,3	0,050	1,0
26	0,4	7,5	26,5	10,0	6,3	4,0	190,3	0,100	1,0
27	0,6	7,5	26,5	10,0	6,3	4,0	190,3	0,150	1,0
28	0,9	7,5	26,5	10,0	6,3	4,0	190,3	0,200	1,0
29	1,6	7,5	26,5	10,0	6,3	4,0	190,3	0,250	1,0
30	0,3	17,5	23,5	4,0	5,0	6,5	151,0	0,032	1,0
31	0,8	17,5	23,5	4,0	0,3	6,5	151,0	0,100	2,0
32	1,9	17,5	23,5	4,0	0,8	6,5	151,0	0,150	3,0

Folosirea relației (6) pentru determinarea rugozității în momentul cînd se lucrează la anumiți parametri, necesită cunoașterea parametrilor $x_1 \ldots x_8$ și a constantei C, lucru foarte greu de realizat prin metode clasice și care ar necesita un mare volum de muncă și mult consum de materiale și timp.

De aceea, folosind teoria corelației multiple /8/, în cazul datelor experimentale obținute (tabelul 1) se pot determina valorile coeficienților $x_1 \ldots x_8$ și a constantei C folosind metoda Gauss-Legendre.

Prelucrarea pieselor s-a făcut pe un prototip experimental de mașină de durificat și netezit cu ultrasunete /9/ folosind un generator de ultrasunete cu o putere de 1,6 kW, traductor magnetostrictiv cu posibilități de lucru în rezonanță la frecvențe de 16 ... 26 kHz, scula folosită fiind concentratoare tip bilă /1/.

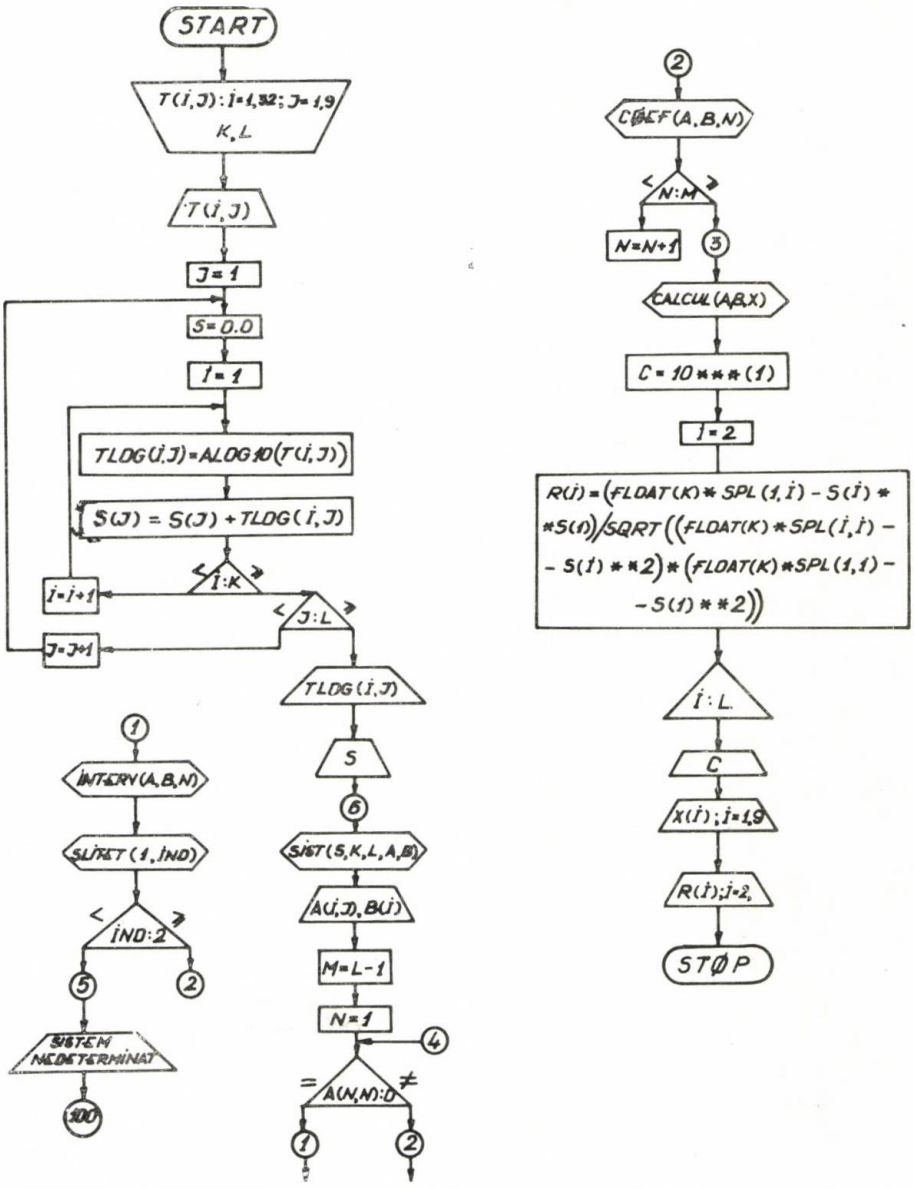


Fig. 3. Programul principal

În urma prelucrării datelor experimentale s-a obținut pentru rugozitate o expresie de forma :

$$R_a = 0{,}2 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{A^{0{,}9212} \cdot 6{,}493 \cdot R_{a_o}^{0{,}577} \cdot S_p^{1{,}1112} \cdot i^{1{,}481}}{P^{1{,}6906} \cdot r_b^{1{,}4174} \cdot v_p^{0{,}234}}$$

exprimată în microni.

Din analiza relației (7) rezultă că influența parametrilor luați în studiu este foarte dife-

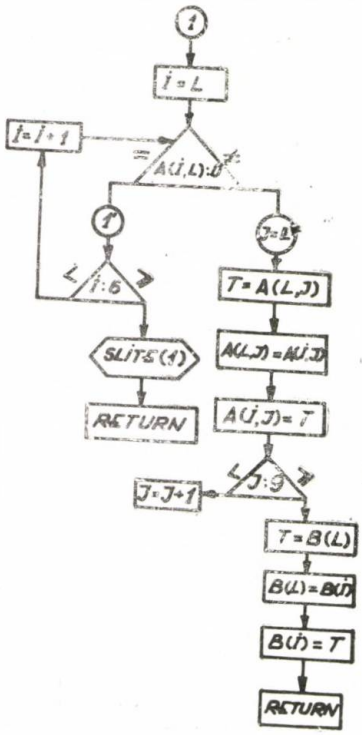


Fig. 4. Subrutina INTERV (A, B, N),
↘ (A, B, L) ↖

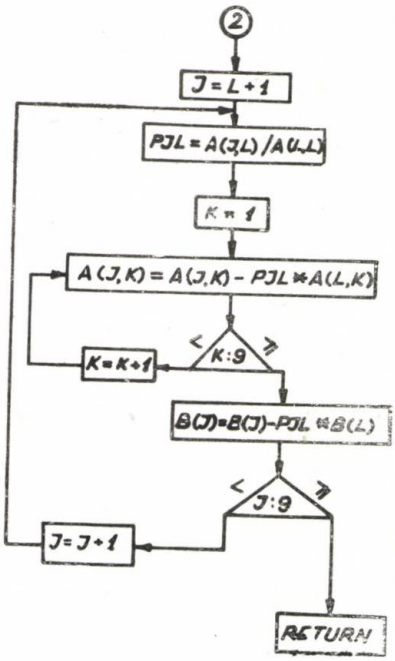


Fig. 5. Subrutina C ∅ EF (A, B, N),
↘ (A, B, L) ↖

rită. Se vede că influența cea mai mare asupra rugozității suprafeței o au în ordine următorii parametri: frecvența — ν, forța statică de apăsare — P, raza bilei concentratorului — r_b, numărul de treceri — i, avansul — s_p, amplitudinea de vibrație a particulei — A și rugozitatea inițială — R_{a0}.

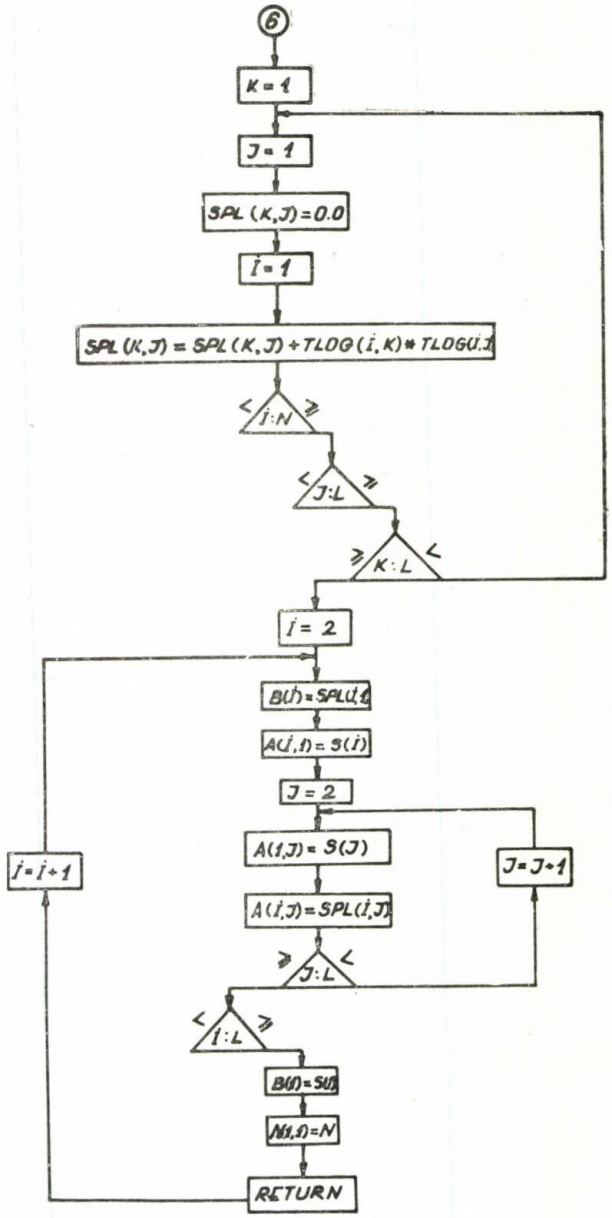


Fig. 6. Subrutina SIST (S,K,L, TLOG, SPL, AB)
↘ (S,N,L, TLOG, SPL, A,B) ↖

De fapt, precizia estimării legăturii dintre rugozitate și fiecare dintre parametrii enumerați se determină cu ajutorul unor coeficienți de corelație a rugozității față de fiecare dintre variabilele independente /8/ dați de relațiile:

$$r_{R_a,A} = \frac{n\Sigma a_1 \cdot R_a - \Sigma a_1 \cdot \Sigma R_a}{\sqrt{[n\Sigma a_1^2 - (\Sigma a_1)^2][n\Sigma R_a^2 - (\Sigma R_a)^2]}}$$

$$r_{R_a,i} = \frac{n\Sigma a_8 \cdot R_a - \Sigma a_8 \cdot \Sigma R_a}{\sqrt{[n\Sigma a_8^2 - (\Sigma a_8)^2][n\Sigma R_a^2 - \Sigma R_a^2]}}$$

În urma efectuării calculelor rezultă pentru coeficienții de corelație (8) următoarele valori:

$$
\begin{aligned}
{}^{r}R_a, A &= 0{,}585 & {}^{r}R_a, r_b &= 0{,}655 \\
{}^{r}R_a, \nu &= 0{,}223 & {}^{r}R_a, v_p &= 0{,}602 \\
{}^{r}R_a, P &= 0{,}664 & {}^{r}R_a, s_p &= 0{,}805 \\
{}^{r}R_a, R_{a_0} &= 0{,}493 & {}^{r}R_a, i &= 0{,}342
\end{aligned} \qquad (9)
$$

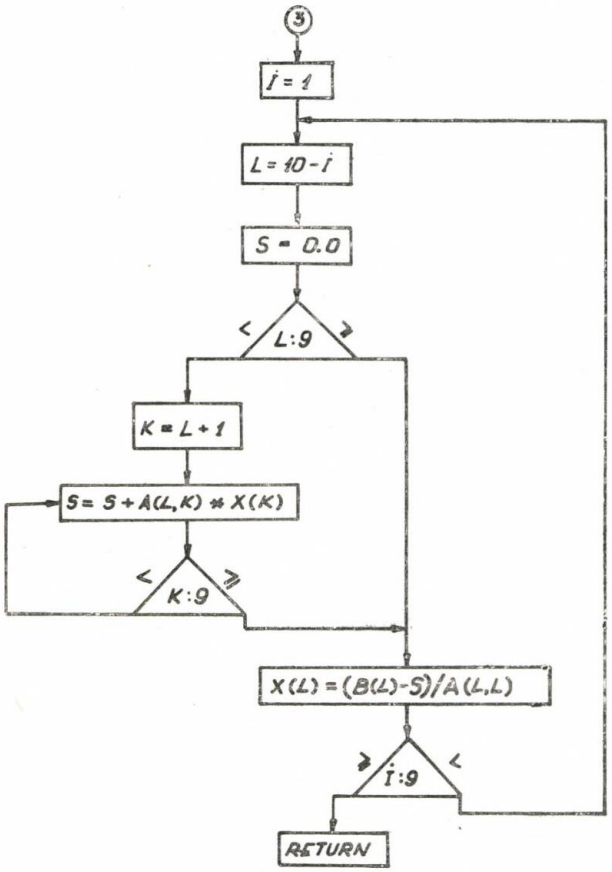


Fig. 7. Subrutina CALCUL (A, B, X),
↘ (A, B, X) ↖

Din analiza relațiilor (9) rezultă că funcția de legătură între rugozitatea suprafeței R_a și următorii parametri: s_p, P, r_b, v_p și A este cea presupusă prin relația (6), în timp ce legătura dintre rugozitate și parametrii v_p, i și R_{a_0} nu este cea presupusă prin relația (6).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Amza, Gh., Drimer, D.:* The designed construction of solid concentrators for ultrasonic energy, Ultrasonics, London, september, 1976, p. 222—226.

[2] *Drimer, D., Amza, Gh.:* Researches concerning the work the of surfaces of the metalic materials, using the ultrasonic energy — ultrasonic International Congres, London 24/26 March 1975.

[3] *Bădărău, E., Grumăzescu, A.:* Ultraacustica fizică și tehnică, Editura tehnică, București, 1967.

[4] *Dorin, Al., Drăgănescu, Fl., Zgură, Gh.:* Determinarea expresiei rugozității în cazul strunjirii longitudinale. In: „Construcția de Mașini", nr. 2, Anul XVIII, februarie, 1976.

[5] *Teodorescu, P., Ilie V.:* Teoria elasticității și introducere în mecanica solidelor deformabile. Editura Dacia, Cluj-Napoca, 1976.

[6] *Isaev, A.:* Primenenie ultrazvukovîh kolebanii instrumenta pri rezanii metalov. In: „Vestnik Mașinostroienie", nr. 8, 1962, p. 60—63.

[7] *Pohlman, R., Lehieldt, O:* Influence of ultrasonic vibration on metallic friction. Ultrasonics, oct., 1964.

[8] *Ciucu, G., Craiu, V.:* Introducere în statistica matematică și teoria probabilității. Editura Didactică și Pedagogică București, 1971.

[9] *Amza, Gh., Drimer, D.:* Cercetări privind îmbunătățirea calității suprafețelor prin durificare și netezire în cîmp ultrasonor. Seziunea de Comunicări științifice „Tehnologii neconvenționale", IP, București, nov., 1974.

[10] *Leibfried, G.:* Uber den Finfluss thermisch angergter schallwellen auf die plastische deformation Z. Physik 127, 1950, p. 344.

CZ: 539.374 : 669.14

Determinarea intervalului optim de deformare la cald pentru oțelul 22 Ni Mo Cr 37 prin metoda torsiunii

Fiz. Ion **FOPA**, ing. Dumitru **PASCU** — Intr. de mașini grele — București
Prof. dr. ing. Constantin **WANYOREK** — Universitatea Brașov

Principii

Pentru studierea deformabilității la cald (forjabilității) a metalelor și aliajelor se folosesc diferite metode: modelarea la scară de laborator a procesului industrial, încercări la forfecare simplă, la compresiune, la tracțiune sau la torsiune (răsucire). Ultimele două sînt cele mai des utilizate.

Metoda folosită trebuie să permită aprecierea forței cerute la deformare și determinarea gradului de deformare limită, pentru care nu apare ruperea materialului, în condiții de temperatură și viteză de deformare bine precizate. Temperatura, viteza de deformare și gradul de deformare trebuie să poată fi variate într-un domeniu larg, comparabil cu cel

realizat în industrie. Pentru studierea structurii rezultate în urma deformării, metoda de încercare trebuie să permită răcirea rapidă a probelor imediat după deformare pentru „înghețarea" structurii și examinarea ei la temperatura ambiantă (lucru indicat mai ales la aliajele care nu suferă transformări de fază la răsucirea după deformare). Dintre metodele menționate, torsiunea la cald prezintă avantajul că viteza de încercare poate fi menținută constantă pînă în momentul ruperii epruvetelor și poate lua valori într-un cîmp larg, iar gradul de deformare poate fi oricît de mare.

Încercarea de torsiune la cald [1,2,3] constă în răsucirea unei epruvete de o anumită formă și dimensiune, încălzită la o temperatură dată. Una din extremitățile epruvetei este fixată de un traductor tensometric, cealaltă fiind antrenată în mișcarea de rotație cu viteză constantă. Deformarea axială este împiedicată. Torsionarea este efectuată pînă la rupere. Mărimile măsurate sînt :

— temperatura epruvetei t (°C) ;
— viteza de torsiune n (rotații/minut) ;
— numărul de răsuciri complete pînă la ruperea epruvetei n_1 (rotații) ;
— momentul cuplului de torsiune M (N.m).

Numărul de răsuciri pînă la rupere este o măsură a forjabilității. Temperatura la care numărul de răsuciri este maxim permite să se aprecieze temperatura optimă de început de deformare, iar cea la care acest număr este minim permite evaluarea temperaturii minime acceptabilă pentru sfîrșitul deformării.

Din valoarea momentului cuplului de torsiune se calculează efortul tangențial τ , care este o indicație asupra forței necesare pentru prelucrarea materialului. Mărimile și parametrii care intervin într-o încercare la torsiune sînt următorii :

Gradul de deformare γ (deformația unghiulară sau alunecarea specifică) se calculează din relația :

$$\gamma = \frac{r \cdot \Theta}{L} = \frac{2\pi r \cdot n_1}{L} \qquad (1)$$

unde :

r — distanța radială dintre axa epruvetei și punctul pentru care se determină gradul ei de deformare (mm) ;
L — lungimea deformabilă a epruvetei (mm) ;
Θ — unghiul de torsionare în radiani ($\Theta = 2\pi n_1$).

Din ecuația (1) rezultă că gradul de deformare variază linear pe secțiunea transversală a epruvetei, fiind nul în centru și maxim la suprafață.

Viteza de deformare, $\dot{\gamma}$ este definită prin relația :

$$\dot{\gamma} = \frac{d\gamma}{dt} = \frac{r}{L} \cdot \frac{d\theta}{dt} = \frac{2\pi r}{60L} n \qquad [s^{-1}] \quad (2)$$

Rezultă că și viteza de deformare variază liniar pe secțiunea epruvetei torsionate, ceea ce constituie un dezavantaj al acestei metode. De aceste variații trebuie să se țină seama mai ales cînd se urmărește modificarea structurii deformate neuniform prin torsiune.

Efortul tangențial, τ , care se calculează din valoarea momentului cuplului de torsiune M după relația :

$$\tau = \frac{M(3 + m + \beta)}{2\pi R^3} \qquad [N/cm^2] \qquad (3)$$

unde :

M — momentul maxim al cuplului de torsiune înregistrat (N.cm) ;

R — raza epruvetei în zona deformabilă (cm) ;

m — coeficient care ține seama de neuniformitatea vitezei de deformare pe secțiunea epruvetei și care este dat de relația :

$$m = \frac{\delta \log M}{\delta \log \left[\frac{d\left(\frac{\theta}{L}\right)}{dt} \right]} \qquad (4)$$

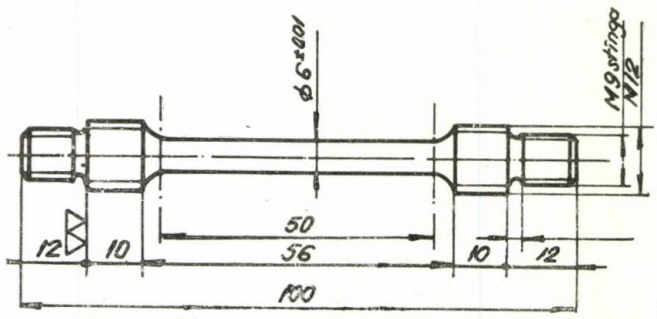


Fig. 1. Epruveta folosită în încercările de torsiune.

($m = 0{,}1$ la 900°C și $m = 0{,}2$ la 1100°C ; pentru temperaturi apropiate de acest domeniu se consideră că m variază linear).

β — coeficient care ține seama de neuniformitatea deformării pe secțiunea epruvetei și care este dat de relația :

$$\beta = \frac{\delta \log M}{\delta \log \frac{\theta}{L}} \qquad (5)$$

Rezultatele obținute se vor corecta ținînd seama de influența forței axiale care apare în timpul deformării (dacă se împiedică deformarea axială a epruvetei) prin numărul de rotații corectat nc [2] :

$$n_c = n_1 \left(1 \pm C \frac{\sigma}{\tau} \right) \qquad (6)$$

unde :

σ — valoarea medie a efortului axial înregistrat în timpul încercării (+ pentru tracțiune și — pentru compresiune) ;

C — coeficient care depinde de material (pentru oțeluri $C = 2{,}5+3$).

Pentru stabilirea legăturii dintre rezultatele încercării și parametrii proceselor tehnologice de deformare se folosesc criteriile de plasticitate cunoscute; dintre acestea s-a adoptat criteriul efortului tangențial maxim al lui Tresca. Acest criteriu consideră că materialul trece în starea plastică atunci cînd tensiunea tangențială τ atinge o anumită valoare critică, independentă de felul stării de tensiune

$$\sigma = 2\tau \; ; \; \varepsilon = \gamma/1{,}5 \; ; \; \dot{\varepsilon} = \dot{\gamma}/1{,}5 \qquad (7)$$

Partea experimentală

Epruveta are forma și dimensiunile din figura 1. Partea ei deformabilă are $L = 50$ mm și $R = 3$ mm. Se montează în bacuri, iar prin intermediul acestora se fixează în mandrina fixă (solidară cu traductorul tensometric), respectiv în mandrina rotitoare, încălzirea realizîndu-se prin inducție. Pentru evitarea oxidării la suprafață în timpul încălzirii, proba este protejată de un tub de cuarț, prin care trece un curent de argon (aproximativ 2 l/minut). Epruvetele s-au realizat prin prelucrare mecanică, avînd axa paralelă cu axa lingoului, la o distanță de maximum 150 mm față de aceasta.

S-au încercat 40 de epruvete. Temperaturile de lucru au fost 763°C, apoi de la 800°C la 1350°C inclusiv, din 50 în 50°C (în cadrul acestui interval s-au executat încercări și la temperatura de 1275°C). Temperatura s-a măsurat cu pirometrul optic bicolor. Probele au fost menținute la temperaturile de deformare aproximativ 6 minute. Răcirea lor după încercare s-a făcut în aer.

Viteza de încercare a fost astfel aleasă încît să fie comparabilă cu viteza de deformare realizată la presa de 600 tf pentru forjarea (refularea) unui lingou cu înălțimea de 3000 mm, la o viteză de lucru a presei **W** de 100 mm/s. Stabilirea echivalenței s-a făcut în modul următor: din definiția gradului de deformare $\varepsilon = \dfrac{H-h}{H}$ unde H și h sînt înălțimile inițială și respectiv finală ale lingoului, rezultă viteza de deformare:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{H-h}{t} \cdot \frac{1}{H} = 0{,}033 \; [s^{-1}] \qquad (8)$$

Folosind criteriul de plasticitate al lui Tresca ($\dot{\gamma} = 1{,}5\,\dot{\varepsilon}$) și ecuația (2) pentru viteza de deformare la torsiune, se obține:

$$\mathbf{V} = \frac{60 L \dot{\varepsilon} \cdot 1{,}5}{2\pi R} \qquad (9)$$

înlocuind pe R și L cu valorile date mai sus și pe $\dot{\varepsilon}$ cu valoarea calculată, rezultă:

$\mathbf{V} = 8$ rotații/minut

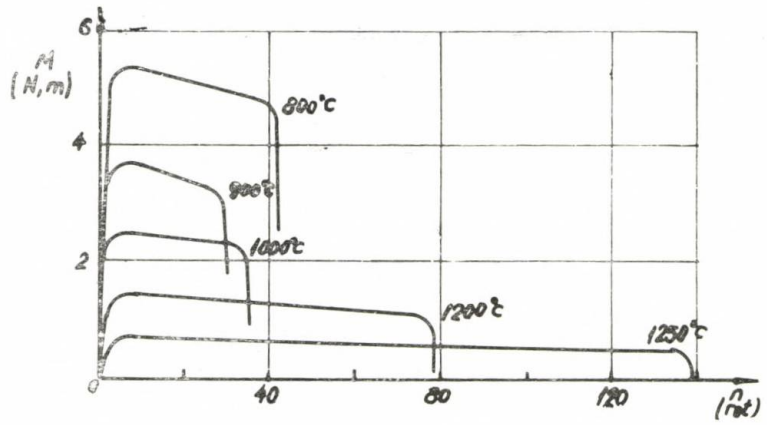


Fig. 2. Variația momentului cuplului de torsiune funcție de deformare

În aceleași condiții de lucru (temperatură, viteză de deformare și protecție a epruvetei) s-au făcut 2—4 încercări, numărul acestora fiind dictat de dispersia valorilor.

În figura 2 sînt arătate curbele de variație a momentului cuplului de torsiune în funcție de deformare (exprimată prin numărul de răsuciri) pentru o serie de temperaturi. Se observă creșterea rapidă și maximul cuplului după începerea deformației și descreșterea sa ușoară cu mărirea deformației. Variația momentului cuplului de torsiune și a rezistenței la deformare (limitei de plasticitate σc) calculată din aceasta folosind criteriul lui Tresca și ecuația (3), în funcție de temperatura de încercare este prezentată în figura 3.

$$\sigma_c = \frac{M}{\pi R^3}(3+m) \qquad (10)$$

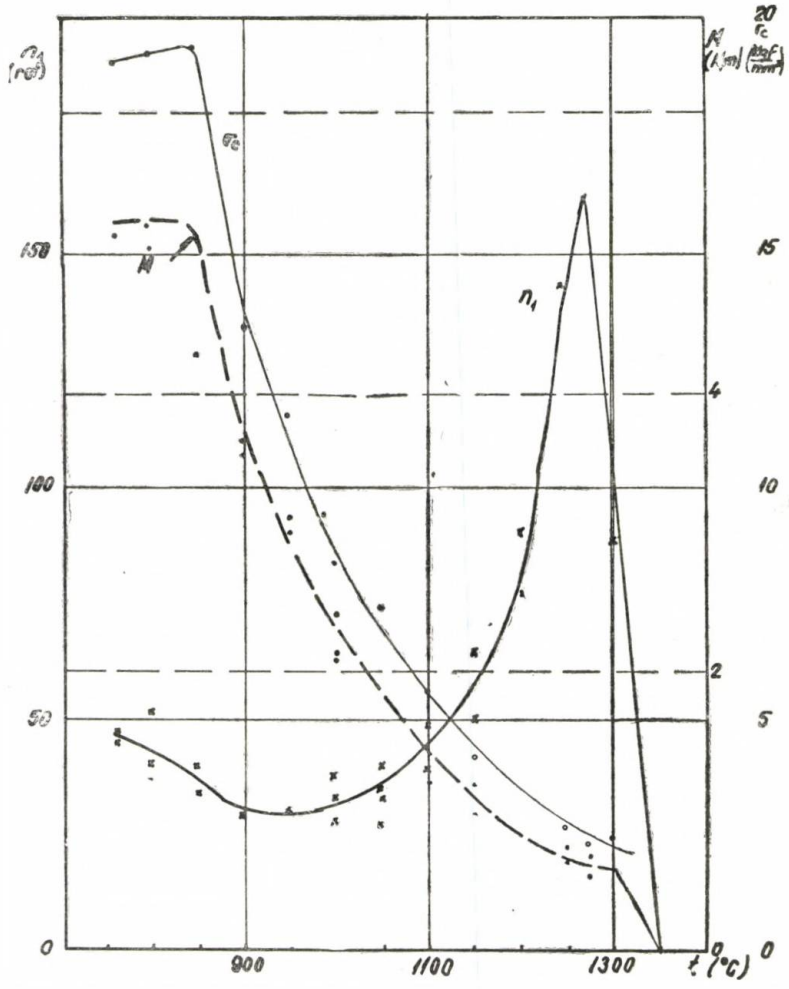


Fig. 3. Variația numărului de răsuciri (n_1), a momentului și a limitei de curgere cu temperatura de încercare

Cele două mărimi (M și τc) variază în același mod cînd temperatura crește, adică cresc ușor între 763 și 850°C și descresc rapid între 850°C și 1300°C. Se observă valoarea mică a acestora în intervalul 1100—1300°C și neuniformitatea variației lor între 763—850°C.

Aprecierea deformabilității se face prin numărul de răsuciri pînă la rupere. Corecția care se face acestui număr, cînd se ține seama de efortul axial care apare prin menținerea fixă a lungimii epruvetei, este mică, vezi formula (6). Pe instalația existentă nu este posibil de măsurat efortul axial simultan cu măsurarea momentului cuplului de torsiune.

În figura 3 se prezintă numărul de răsuciri în funcție de temperatură. În intervalul 763—850°C deformabilitatea acestui oțel este mai mare decît în intervalul 850—1050°C unde ea prezintă un minim. La temperaturi de la 1050°C la 1275°C capacitatea de deformare crește foarte mult, pentru ca, după creșterea în continuare a temperaturii, deformabilitatea acestui oțel să scadă brusc.

În concluzie pentru oțelul 22 Ni Mo Cr 37 se propun ca limite ale domeniului de forjare optim :

— temperatura de început de forjare 1225°C ;
— temperatura de sfîrșit de forjare 1100°C.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Rossard, C.* : Contribution a l'etude de la deformation plastique (Teză de doctorat).

[2] *Drăgan, I.* : Contribuții la măsurarea deformabilității la cald prin metoda torsiunii. In „Metalurgia", nr. 5, 1968.

[3] *Huges, D.E.E.* : The hot torsion test for assesing hot working properties of metals J.I.S.I., vol. 170, 1952.

[4] *Olszak, W. ș.a.* Teoria plasticității. Editura Tehnică, București, 1970.

CZ : 539.374 : 669.14

Reducerea consumului de metal prin tratamente termice aplicate sculelor aşchietoare

Dr. ing. Titi **DULAMIŢĂ**, ing. Mihai **MARIN**, ing. Dan **CHIRCĂ**, ing. Marin **BANE** — Institutul Politehnic Bucureşti

Lărgirea domeniului cercetărilor asupra caracteristicilor de exploatare a oţelurilor de scule este determinată de mai mulţi factori, dintre care următorii au fost luaţi în considerare la abordarea şi elaborarea prezentei lucrări :

— creşterea numărului de tipuri şi mărci de aliaje metalice şi materiale nemetalice din care se confecţionează piese prin aşchiere rapidă ;
— progresele înregistrate în construcţia de maşini-unelte şi în mod deosebit în introducerea programării comenzilor şi creşterea în ansamblu a automatizării operaţiilor de prelucrare prin aşchiere ;
— preocupările tot mai intense pentru asimilarea tehnologiilor de elaborare, prelucrare plastică, fasonare şi tratament termic pentru noi mărci de oţeluri rapide din clasele ledeburitice şi martensitice ;
— necesitatea micşorării ponderii în structura preţului de cost al unor elemente legate de prelucrarea prin aşchiere rapidă (manopera, consumul de scule, consumul de energie, indicele de utilizare a maşinilor şi suprafeţelor de producţie).

Obiectul prezentei lucrări îl constituie cercetările efectuate în vederea realizării unei reduceri a consumului de metal la operaţiile de prelucrare prin aşchiere ca urmare a micşorării consumului de scule aşchietoare. Reducerea consumului de scule aşchietoare se poate realiza pe mai multe căi :

— creşterea performanţelor la sculele confecţionate din oţeluri rapide cunoscute ;
— utilizarea unor noi mărci de oţeluri rapide (mai ieftine) ;
— utilizarea unor tehnologii de prelucrare prin deformare plastică care să asigure un consum minim de metal la confecţionarea sculelor aşchietoare ;
— utilizarea corespunzătoare a oţelurilor rapide pe tipuri şi regimuri de aşchiere şi pe categorii de materiale care se aşchiază.

Reducerea consumului de metal prin creşterea performanţelor sculelor aşchietoare prin tratament termic

Din literatura de specialitate se desprinde tendinţa de a se experimenta noi regimuri de tratament termic final pentru sculele din oţeluri rapide. Justificarea acestei tendinţe o constituie faptul că pentru diferite mărci de oţeluri rapide, modificările regimului de tratament termic final pot conduce la rezultate diferite de cele obţinute prin regimul „clasic" aplicat oţelului rapid clasic RP 3 şi anume : încălzirea cu 2—3 preîncălziri pînă la 1260—1280°C pentru austenitizare şi răcirea în trepte la 500—550°C urmată de răcirea în aer, iar apoi de trei reveniri la 550—560°C fiecare cu durata de o oră.

Prezenta lucrare cuprinde rezultatele cercetărilor efectuate pentru îmbunătăţirea performanţelor sculelor din oţeluri rapide mărcile RP 3 şi RP 5, a căror compoziţie chimică este prezentată în tabelul 1, prin aplicarea unor noi cicluri de tratament termic final.

Scopul cercetărilor l-a constituit simplificarea tehnologiilor clasice de tratament termic final. În acest sens au fost experimentate re-

Tabelul 1

Marca oţelului	C %	Mn %	Si %	Cr %	Mo %	V %	W %	S %	P %
RP 3	0,74	0,23	0,20	4,26	0,52	1,16	18,38	0,014	0,015
RP 5	0,80	0,34	0,23	4,06	4,88	1,93	7,00	0,014	0,017

gimuri de tratament termic care au urmărit, pe de-o parte, înlocuirea călirii în trepte cu răcirea directă în ulei urmată de trei reveniri, iar pe de altă parte, reducerea duratei de revenire prin aplicarea unor cicluri de revenire mai scurte, dar la temperaturi mai ridicate. Au fost supuse regimurilor de tratament termic cuţite de strung şi probe de ∅ 6 x 100 mm care au fost după aceea analizate din punct de vedere al proporţiei de austenită reziduală, al caracteristicilor morfologice ale microstructurii, al caracteristicii de duritate şi al rezistenţei la uzare în timpul procesului de aşchiere

Tabelul 2

Călire în ulei		Revenire			Austenită reziduală [%]	Duritate [HRC]	Rezist. la uzare [kg şpan]
austenitizare		Temp. [°C]	nr. de reveniri	Durata [min]			
temp. [°C]	durată [min]						
					37,8	61	
		560	3	60	6,6	62,5	0,380
1260	3	580	3	60	6,48	63,5	0,380
		640	3	15	4,16	64	0,410
		700	3	10	2,30	58	0,110
					45,6	60	
		560	3	60	8,3	65	0,560
1280	3	580	3	60	8,08	66	0,565
		640	3	15	5,8	65	0,565
		700	3	10	3,11	59	0,110
					51,02	62	
		560	3	60	10,6	64	0,550
1300	3	580	3	60	9,4	65	0,580
		640	3	15	7,14	65	0,565
		700	3	10	4,28	57	0,105

(durabilitatea). În tabelul 2 sînt cuprinse regimurile de tratament termic experimentate și rezultatele obținute pentru oțelul RP 3, iar în tabelul 3 pentru oțelul RP 5. Pentru determinarea rezistenței la uzare în timpul așchierii au fost prelucrate probe din oțel RP 3 recoap-

Tabelul 3

Călire în ulei		Revenire			Austenită reziduală [%]	Duritate [HRC]	Rezist. la uzare [kg șpan]
austenitizare		Temp. [°C]	nr. de reveniri	Durata [min]			
temp. [°C]	durată [min]						
					38,5	61	
		560	3	60	6,9	62	0,280
1180	3	580	3	60	6,8	62,5	0,300
		640	3	15	5,85	59	0,098
		700	3	10	1,88	58	0,092
					42,8	62,5	
		560	3	60	6,35	64	0,490
1200	3	580	3	60	6,2	64,5	0,520
		640	3	15	5,20	64,5	0,535
		700	3	10	3,12	56	0,058
					48,8	62	
		560	3	60	7,28	63	0,410
1230	3	580	3	60	6,98	62,5	0,385
		640	3	15	6,61	63	0,420
		700	3	10	3,51	57	0,072

te cu duritatea 245 HB utilizîndu-se regimuri de așchiere similare, (avans, viteză de așchiere, adîncime de șpan, unghi de așezare a cuțitului) fără răcire pentru toate încercările. Determinarea conținutului de austenită reziduală, în stare călit și călit și revenit, a fost efectuată prin metoda saturației magnetice.

Se observă că la temperaturi de revenire mai ridicate conținutul de austenită reziduală este mai scăzut, însă în cazul revenirii la 700°C duritatea scade ca urmare a descompunerii martensitei formată anterior. În cazul revenirii la 640°C conținutul de austenită reziduală atinge valori apropiate de minim după primele două reveniri. Microstructura oțelurilor după călire în ulei este alcătuită din martensită

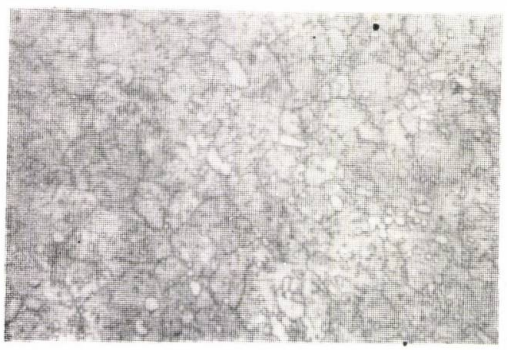


Fig. 1. Microstructura oțelului rapid RP 3 călit în ulei (500 X).

austenită reziduală și carburi (fig. 1), iar în stare călit și revenit din martensită și carburi (fig. 2).

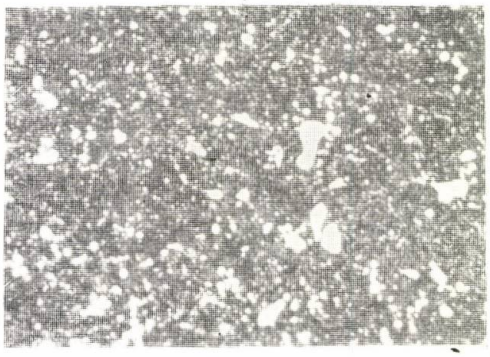


Fig. 2. Microstructura oțelului rapid RP 3 călit în ulei și revenit la 640°C (500 X).

Pentru a îmbunătăți performanțele sculelor din oțeluri rapide au fost experimentate și regimuri de tratament termic final care au constat din combinarea revenirilor cu un tratament termochimic de carbonitrurare în băi de săruri sau în mediu gazos. Experimentările au constat în înlocuirea celei de-a treia reveniri cu un tratament de carbonitrurare în scopul măririi rezistenței la uzare. Încercările au fost efectuate pe probe din oțelurile RP 3 și RP 5. Condițiile de tratament termic și termochimic sînt prezentate în tabelul 4 pentru oțelul RP 3, respectiv în tabelul 5 pentru oțelul RP 5 (aceste tabele cuprind și rezultatele experimentale).

Concluzii

1. Rezultatele obținute scot în evidență faptul că atît în cazul oțelului RP 3 cît și a oțelului RP 5 tratamentul clasic poate fi înlocuit cu un tratament termic final de călire directă în ulei urmat de 2—3 reveniri scurte (15') la temperatura de 640°C.

2. Prin aplicarea acestui regim de tratament termic final se obțin, în ambele cazuri, durități mai mari de 64 HRC asociate cu un conținut redus de austenită reziduală.

3. Temperaturile optime de austenitizare pentru călire sînt 1280°C pentru oțelul RP 3, respectiv 1200°C pentru oțelul RP 5 (șarjele analizate).

4. Valorile durităților obținute fiind puțin diferite la cele două oțeluri, rezultă că se poate înlocui oțelul RP 3 (foarte scump) cu oțelul RP 5 mult mai ieftin, realizîndu-se astfel o importantă reducere a prețului de cost al sculelor așchietoare.

5. Durităților constant ridicate precum și rezistența la temperatură înaltă conduc la mă-

Tabelul 4

Temp. de aust. [°C]	Durit. călit ulei [HRC]	Temp. rev. sau carbonitrurare [°C]	Durit. după rev. [HRC]	Durata de carbonit. [minute]	Durit. după carbonitrurare [HRC]	Strat carbonitrurat [mm]	Microduritate [μ HV 40] în strat	Microduritate [μ HV 40] în zona de combinații
1260	61	560	64	30	64,5	0,04	1138,6	863,6
				45	65	0,06	1227,6	863,6
				60	65	0,07	1227,6	922,2
		640	64	15	64,5	0,03	1058,6	863,6
				30	65	0,06	1227,6	922,2
				45	64,5	0,65	1227,6	863,6
		700	53	10	56	0,01	1058,6	762,1
				20	57,5	0,04	1138,6	762,1
				30	57	0,08	1138,6	762,1
1280	62	560	65	30	66	0,05	1227,6	922,2
				45	66,5	0,08	1138,6	762,1
				60	66	0,1	1440,9	986,9
		640	64	15	65,5	0,055	1327,9	922,2
				30	66,5	0,07	1440,9	922,2
				45	65	0,08	1440,9	922,2
		700	55	10	58	0,03	1058,6	810,4
				20	59	0,06	1058,6	810,4
				30	57	0,07	1058,6	762,1
1300	62	560	64	30	65,5	0,06	1138,6	810,4
				45	66	0,07	1227,6	810,4
				60	67	0,09	1227,6	863,6
		640	63	15	63	0,01	1227,6	922,2
				30	65	0,06	1327,9	922,2
				45	64,5	0,08	1138,6	863,6
		700	54	10	57	0,05	1052,6	717,4
				20	57,5	0,08	1058,6	762,1
				30	56	0,12	986,9	762,1

Tabelul 5

Temp. de aust. [°C]	Durit. călit ulei [HRC]	Temp. rev. sau carbonitrurare [°C]	Durit. după rev. [HRC]	Durata de carbonit. [minute]	Durit. după carbonitrurare [HRC]	Strat carbonitrurat [mm]	Microduritate [μ HV 40] în strat	Microduritate [μ HV 40] în zona de combinații
1180	61	560	64	30	65	0,08	1058,6	863,9
				45	65,5	0,095	1227,6	986,9
				60	66	0,11	1227,6	922,2
		640	63	15	65	0,07	1138,6	986,9
				30	65	0,09	1227,6	986,9
				45	64,5	0,11	1138,6	922,2
		700	51	10	52	0,06	1058,6	726,1
				20	54,5	0,07	1058,6	762,1
				30	56	0,09	986,9	677,5
1200	62	560	64	30	66	0,045	1138,6	922,2
				45	66	0,08	1227,6	986,9
				60	66,5	0,12	1327,9	986,9
		640	64	15	65,5	0,07	1227,6	986,9
				30	66,5	0,1	1608	1058,6
				45	66	0,14	1327,9	986,9
		700	53	10	59	0,03	1058,6	810,4
				20	58	0,08	1138,6	810,4
				30	57	0,09	1058,6	810,4
1230	63	560	64	30	64,5	0,05	1138,6	986,9
				45	65	0,07	1227,6	986,9
				60	64,5	0,085	1138,6	986,9
		640	63	15	64	0,06	1138,6	922,2
				30	64,5	0,055	1227,6	922,2
				45	63,5	0,08	1138,6	863,6
		700	55	10	57,5	0,04	1058,6	762,1
				20	58	0,06	1058,6	810,4
				30	56	0,07	1058,6	810,4

rirea durabilității sculelor așchietoare realizîndu-se astfel importante economii de metal.

6. Prin scurtarea și simplificarea ciclului de tratament termic final se realizează o reducere importantă a consumului energetic asociată cu mărirea productivității utilajelor de tratament termic.

7. Rezultatele obținute ca urmare a înlocuirii celei de a treia reveniri cu un tratament de carbonitrurare scot în evidență o îmbunătățire a caracteristicii de duritate pe secțiunea produsului precum și obținerea unei microdurități ridicate (1440 μ HV 40) în stratul carbonitrurat, deci o creștere importantă a rezistenței la uzare.

8. Rezultatele cele mai bune se obțin prin înlocuirea celei de a treia reveniri la 640°C, cu o carbonitrurare în băi de săruri la aceeași temperatură cu durata de 30—45', astfel că fără a mări prea mult durata ciclului de tratament termic final performanțele sculelor așchietoare cresc.

9. Rezultate comparabile se obțin și la carbonitrurarea în mediu gazos însă duratele de carbonitrurare sînt mult mai lungi (2—3 ore față de 30—45') la grosimi de strat comparabile. Duratele mai lungi de menținere la carbonitrurarea în mediu gazos determină descompunerea martensitei formată anterior și deci o micșorare a durității față de valorile obținute după revenire.

Reducerea consumului de metale scumpe prin utilizarea unor noi mărci de oțeluri rapide

În domeniul oțelurilor rapide sînt tot mai intense preocupările de reducere a ponderii clementelor scumpe și deficitare, cum este

wolframul, asociată sau nu cu creşterea conţinutului de carbon [1], sau de înlocuire parţială a acestor elemente de aliere cu altele mai ieftine asociată cu mărirea conţinutului de carbon [1, 2]. Aceste preocupări sînt determinate de faptul că prin aplicarea unor regimuri de tratament termic şi termochimic adecvate caracteristicile de exploatare ale sculelor sînt superioare sau cel puţin egale cu ale celor confecţionate din oţelurile rapide „clasice". În tabelul 6 sînt prezentate compoziţiile

Tabelul 6

Marca oţel	C %	Mn %	Si %	Cr %	Mo %	V %	W %	S %	P %
RP 3	0,74	0,23	0,20	4,26	0,52	1,16	18,38	0,014	0,015
RP 5	0,80	0,34	0,23	4,06	4,88	1,93	7,00	0,014	0,015
RP 9	1,10	0,33	0,37	4,02	2,40	2,20	8,50	0,017	0,020
RP 9 k	1,00	0,25	0,27	4,24	1,36	3,08	10,86	0,012	0,008

chimice ale cîtorva mărci de oţeluri rapide, care pot fi luate în considerare la înlocuirea oţelului rapid clasic RP 3 — foarte scump.

Prezenta lucrare cuprinde rezultatele cercetărilor efectuate în scopul caracterizării tehnologice şi de exploatare a oţelurilor rapide RP 9 şi RP 9 K (cu cobalt). Scopul cercetărilor a constat în stabilirea unor tehnologii simple de tratament termic care să conducă însă la obţinerea unor rezultate cel puţin egale cu cele obţinute în urma tratamentului clasic. Regimurile de tratament termic aplicate precum şi rezultatele experimentale obţinute sînt prezentate în tabelul 7 pentru oţelul RP 9

Tabelul 7

Călire în ulei		Revenire			Austenită rezid. %	Duritate [HRC]	Rezistenţă la uzare [kg span]
austenitizare		Temp. [°C]	Nr. de reveniri	Durată [min]			
temp. [°C]	durată [min]						
					48,7	61	
		560	3	60	8,9	63	0,380
1180	3	580	3	60	8,9	62	0,378
		640	3	15	7,20	64	0,420
		700	3	10	4,88	60	0,200
					49,8	62	
		560	3	60	8,42	65	0,480
1200	3	580	3	60	8,16	65	0,520
		640	3	15	8,24	64	0,510
		700	3	10	5,46	54	0,056
					51,2	61	
		560	3	60	10,1	63	0,410
1230	3	580	3	60	9,68	62,5	0,320
		640	3	15	9,28	61	0,258
		700	3	10	7,23	56	0,060

Tabelul 8

Călire în ulei		Revenire			Aust. rez. [%]	Durit. [HRC]	Rezistenţă la uzare [kg span]		
austenitizare									
temp. [°C]	durată [min]	temp. [°C]	nr. de rev.	durata [min]			OLC 15	V S C W 20	OLC 45
					37,0	60			
		540	3	60	9,66	62,8	3,60	0,730	4,56
1180	3	560	3	60	8,28	64,3	3,70	1,97	4,70
		640	3	15	9,83	67,5	4,6	2,36	5,2
		700	3	10	10,3	47,5			
					42,9	61			
		540	3	60	15,2	62	3,58	0,700	4,60
1210	3	560	3	60	6,56	64,5	3,95	2,06	4,60
		640	3	15	4,96	68,3	4,8	2,53	5,4
		700	3	10	5,33	49,5			
					54,5	62,5			
		540	3	60	20,6	63,6	3,7	0,680	4,5
1240	3	560	3	60	2,06	64,3	3,7	1,98	4,7
		640	3	15	1,74	68,8	4,68	3,06	5,6
		700	3	10	2,83	49			

şi în tabelul 8 pentru oţelul RP 9 K. Pentru determinarea durabilităţii sculelor din oţelul RP 9, acestea au fost întrebuinţate la aşchierea unor probe din oţel rapid marca RP 3 recopt, cu duritatea 245 HB. Cuţitele confecţionate din oţelul RP 9 K au fost testate la aşchierea mai multor mărci de oţeluri. În tabelul 8 sînt prezentate rezultatele obţinute la aşchierea oţelurilor OLC 15; OLC 45 şi V S C W 20.

Concluzii

1. La fel ca în cazul anterior, pentru ambele oţeluri prin revenirea la 640°C după călirea în ulei se obţin valori relativ mici ale proporţiei de austenită reziduală asociate cu valori maxime ale durităţii.

2. Din punct de vedere al morfologiei microstructurii oţelurile RP 9 şi RP 9 K nu se deosebesc de oţelurile obişnuite RP 3 şi RP 5 atît în stare călită cît şi în stare călită şi revenită.

3. Analiza rezultatelor obţinute arată că atît valorile durităţii cît şi ale rezistenţei la uzare sînt aproximativ la fel pentru oţelurile RP 3, RP 5 şi RP 9, deci oţelul RP 9 poate fi utilizat cu aceleaşi rezultate în locul oţelului RP 3.

4. Regimul optim de tratament termic final pentru oţelul RP 9 constă din austenitizare la circa 1200°C urmată de călire în ulei şi trei reveniri scurte aproximativ 15', la temperatura de 640°C.

5. În ceea ce priveşte oţelul RP 9 K, se constată că tratamentul termic final care con-

feră oțelului caracteristici mecanice și de exploatare ridicate (68 HRC) asociate cu conținuturi minime de austenită reziduală (stabilitate dimensională maximă) constă în austenitizare la 1200—1240°C urmată fie de călire directă în ulei, fie de călire izotermă la 550°C și de trei reveniri scurte (15 minute) la 640°C sau de trei reveniri a cîte 60' la 560°C [2].

6. Rezistența la uzare a sculelor din oțeluri rapide depinde atît de duritatea sculei cît și de prelucrabilitatea prin așchiere a materialului prelucrat.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Geru, N., Dulămiță, T., Marin, M., Chircă, D.:* Caracteristicile tehnologice de tratament termic ale oțelului superrapid aliat cu cobalt. Buletinul Institutului Politehnic București, 1977.

[2] *Geru, N., Dulămiță, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Iliescu, P., Opriș, C., Grosu, R.:* Posibilități de reducere a consumului de energie la tratamentul termic preliminar și final al sculelor din oțeluri rapide. „Construcția de mașini", nr. 1, 1976.

[3] *Werner, K.:* Arbeisstahle der welt, Leipzig, 1973.

[4] *Scherer, R., Connerit, W.:* Entwicklung der Schnellarbeitsstahle. Stahl und Eisen 70 (1950) 22, p. 984—994.

[5] *Payson, P.:* High Speed Steels Meet Tool Needs — I. Metal progr. 79 (1961), 6, p. 65—69.

[6] *Rapatz, F., Motalik, E.:* Stand der Kenntnisse auf dem Gabiet der Zerspanbarkeit. Sthal und Eisen, 79 (1959) 18, p. 1285—1292.

[7] *Hill, G. J.:* Cutting Tool Materils. Metallurgia 78 (1968) 470, pag. 221—225.

CZ : 621.78 : 620.178.1.004.6

Creșterea rezistenței la uzare prin tratament termoionic

Dr. ing. Mihai **COJOCARU** — Institutul Politehnic București

Potrivit teoriilor moderne referitoare la natura proceselor de frecare și uzare, capacitatea ridicată la lucru a organelor de mașini angrenate poate fi atinsă prin optimizarea structurii straturilor aflate în imediata apropiere a suprafețelor pieselor, aceasta trebuind să răspundă următoarelor cerințe:

1) plasticitate ridicată și tendință cît mai redusă spre ecruisare prin deformare;

2) mare afinitate către oxigen cu formare de structuri oxidate de tipul soluțiilor solide;

3) conductibilitate termică mare, aceasta permițînd reducerea efectului de supraîncălzire al suprafeței în zona de contact.

Toate aceste cerințe sînt satisfăcute de către straturile de nitruri formate ca urmare a procesului de cementare cu azot a oțelurilor. Nitrurile de fier sînt caracterizate prin căldură specifică mare (mult mai mare decît a fierului) o foarte ridicată afinitate față de oxigen, combinată cu o mare solubilitate a oxigenului în rețeaua nitrurii (3,0% O_2 în $Fe_{2-3}N$, 0,009% O_2 în Fe α la o temperatură de 700°C). În același timp, pentru a mări capacitatea de lucru a organelor de mașini, respectiv rezistența la uzare, se impune crearea la suprafață a unui gradient pozitiv de proprietăți mecanice. În cazul aplicării tratamentului termochimic de nitrurare, acesta poate fi realizat prin obținerea la suprafață a zonei moi de nitruri Fe_3N avînd ca suport stratul dur format din nitruri de tip Fe_4N (γ') sau zona de difuzie (în cazul oțelurilor aliate aceasta fiind caracterizată prin duritate ridicată — 950—1000 HV pentru oțelul 38 Mo CA 09). Realizarea acestor cerințe își găsește rezolvarea prin folosirea metodelor moderne de tratament termochimic în cîmp electrostatic, sub acțiunea descărcărilor electrice în gaze, metode ce permit obținerea de straturi prin difuzie la suprafața pieselor, cu o compoziție fazică dorită, datorită posibilităților largi de reglare, control și automatizare a procesului. La nitrurarea în cîmp electrostatic în condiții care permit descărcări în gaze, într-o atmosferă de amoniac, la suprafața pieselor supuse tratamentului iau naștere următoarele nitruri: F_2N, Fe_3N, Fe_4N. În funcție de regimul de tratament termochimic, în cîmpul electrostatic sub acțiunea descărcării (de tip luminiscent, scînteie etc.) compoziția de fază se schimbă. În aceste condiții, pentru asigurarea unei compoziții fazice a stratului nitrurat capabile să confere suprafeței plasticitate ridicată, deci implicit și rezistență la uzare cît mai mare, este necesară analiza influenței tuturor parametrilor care concură la dezvoltarea fazelor cu proprietăți de plasticitate sporite. Numărul mare de parametri independenți ai procesului:

— intensitatea curentului — (I),
— temperatura muflei — (IM),
— timp de menținere — (τ)
— debit de gaz (în funcție de gradul de disociere — %), impune analiza influenței fiecăruia, asupra compoziției de fază a straturilor nitrurate.

Pentru analiza influenței parametrilor nitrurării în cîmp electrostatic, (I, T_M,τ) asupra compoziției fazice a stratului nitrurat, în direcția obținerii diapazonului de substraturi care să asigure valori maxime plasticității și rezistenței la uzare, este necesar studiul raportului fazelor bogate în azot Fe_2N și Fe_3N $\left(\frac{JFe_2N}{JFe_3N}\right)$ exprimat prin intensitățile liniilor röentgenogramei corespunzătoare acestor faze. O asemenea comparație este posibilă în cazul în care fazele au aceeași rețea cristalină. De aceea s-a pornit de la ipoteza că faza Fe_2N posedă o rețea cristalină hexagonală ca și faza ε ($Fe_{3-2}N$) și nu rombică (faza ξ). O asemenea ipoteză este valabilă deoarece rețeaua cristalină a fazei ξ este acceptată ca o modificare a rețelei cristaline a fazei ε (pseudohexagonală). Mai mult de atît, Beloțchii A. V. [1] a ajuns la concluzia că faza ε are două componente de sine stătătoare: (Fe, M)$_2$N și (Fe, M)$_3$N. Analiza influenței parametrilor tehnologici ai nitrurării în cîmp electrostatic sub acțiunea descărcărilor în gaze de tip scînteie, asupra proporției celor două faze bogate în azot, în sensul determinării compoziției fazice capabile să asigure valoare maximă plasticității și rezistenței la uzură a straturilor nitrurate, a dus la concluzia că valorile minime ale acestui raport, (deci proporția maximă de fază Fe_3N) se obțin odată cu creșterea perioadei de menținere și a temperaturii muflei asociată cu scăderea intensității curentului de descărcare.

Lucrarea de față își propune drept scop stabilirea influenței fiecărui parametru tehnologic al nitrurării în cîmp electrostatic sub acțiunea descărcărilor în gaze asupra rezistenței la uzare a straturilor nitrurate obținute la oțelurile 40 C 10 și 38 Mo CA 09.

Pentru un studiu cît mai aprofundat al influenței fiecărui parametru asupra rezistenței la uzare a straturilor nitrurate, a fost construit modelul matematic al dependenței uzării de factorii enumerați pentru cazul oțelurilor 40 C 10 și 38 Mo CA 09, pentru aceasta fiind folosită metoda matematică de planificare a experiențelor [3]. În calitate de variabile independente ale procesului de nitrurare în cîmp electrostatic sub acțiunea descărcării electrice au fost alese:

X_1 — temperatura muflei, (°C);
X_2 — intensitatea curentului (I), (mA);
X_3 — debitul de gaz (amoniac) exprimat prin gradul de disociere, %;
X_4 — timp de menținere, (ore).

Din datele experimentale au fost calculați coeficienții regresiei și construit modelul liniar al influenței factorilor independenți asupra rezistenței la uzare a straturilor nitrurate obținute la cele două oțeluri.

Pentru oțelul 40 C 10:

$$Y_1 = 5{,}062+0{,}380\,X_1+0{,}305\,X_2+0{,}071\,X_3+0{,}948\,X_4$$
$$Y_2 = 7{,}13+0{,}397\,X_1+1{,}26\,X_2+0{,}845\,X_3+1{,}36\,X_4$$
$$Y_3 = 10{,}13+0{,}225\,X_1+2{,}25\,X_2+1{,}61\,X_3+1{,}385\,X_4$$
$$Y_4 = 16{,}73+1{,}07\,X_1+1{,}32\,X_2+1{,}23\,X_3+2{,}24\,X_4$$

unde:

Y_1 — parametru de optimizat (rezistența la uzare) pentru 500 de rotații ale discului din aliaj dur;
Y_2 — 1000 rotații;
Y_3 — 1500 rotații;
Y_4 — 6000 rotații.

Mărimea și semnul coeficienților regresiei modelului liniar dau posibilitatea analizei influenței factorilor independenți (în limitele lor de variație) asupra rezistenței la uzare.

Valorile maxime ale rezistenței la uzare atinse de straturile nitrurate create prin tratament termoionic aplicat oțelului 40 C 10 în atmosferă de amoniac au fost obținute pentru următoarele valori ale variabilelor independente: intensitate 50 mA, temperatura muflei —250°C, timpul de menținere —7 ore, gradul de disociere al amoniacului — 25% (fig. 1, tabelul 1). În aceste condiții, la un număr de turații ale discului din aliaj dur mai mare de 6000 (încercare la mașina Skoda — Savin) stratul nitrurat practic nu se șterge. În aceleași condiții, plasticitatea stratului nitrurat atinge valoarea maximă $\eta = 83\%$. Aceste valori ridicate ale plasticității și rezistenței la uzare se datoresc creșterii proporției fazelor Fe_3N și F_4N (γ').

Pentru cazul oțelului 38 Mo CA 09, valori maxime pentru rezistența la uzare se obțin în condițiile: $T_M = 220$—310°C, $\tau = 6$—9 ore, la un grad de disociere al amoniacului de 25% și o intensitate a curentului de 50 mA pentru adîncimi de pătrundere mici ale discului din aliaj dur (numărul de turații pînă la 1500). În acest caz gradul de uzare al stratu-

Tabelul 1

Nr. epruvetei	Temperatura de tratament (°C)	Durata ore	Intensitatea curentului (mA)
1	130	3	50
2	160	4	50
3	190	5	50
4	220	6	50
5	250	7	50
6	280	8	50

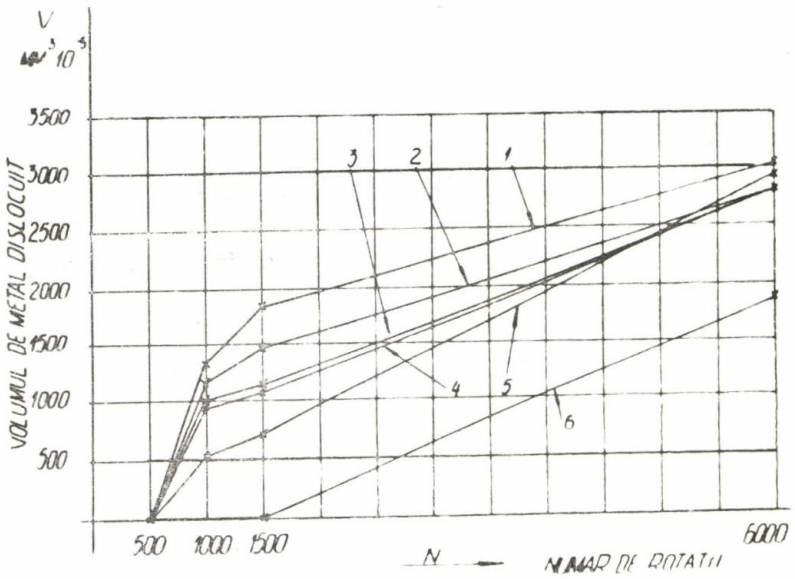


Fig. 1. Rezistența la uzare a oțelului 40 C 10 după nitrurarea în cîmp electrostatic sub acțiunea descărcării de tip scînteie.

lui nitrurat este determinat în general de straturile superficiale de nitruri. Cu creșterea adîncimii de pătrundere a discului (pînă la 6000 turații), deci la perioade mai lungi de solicitare în exploatare, rezistența la uzare depinde în special de capacitatea de lucru a zonei de difuzie, iar valorile maxime ale rezistenței la uzare sînt obținute în condițiile: $T_M = 280°C$, $\tau = 8$ ore, $I = 50$ mA, grad de disociere al amoniacului de 25% (fig. 2, tabelul 2). În condițiile care asigură valori

Tabelul 2

Nr. epruvetei	Temperatura de tratament (°C)	Durata (ore)	Intensitatea curentului (mA)
1	160	4	50
2	190	5	50
3	220	6	50
4	250	7	50
5	280	8	50
6	310	9	50

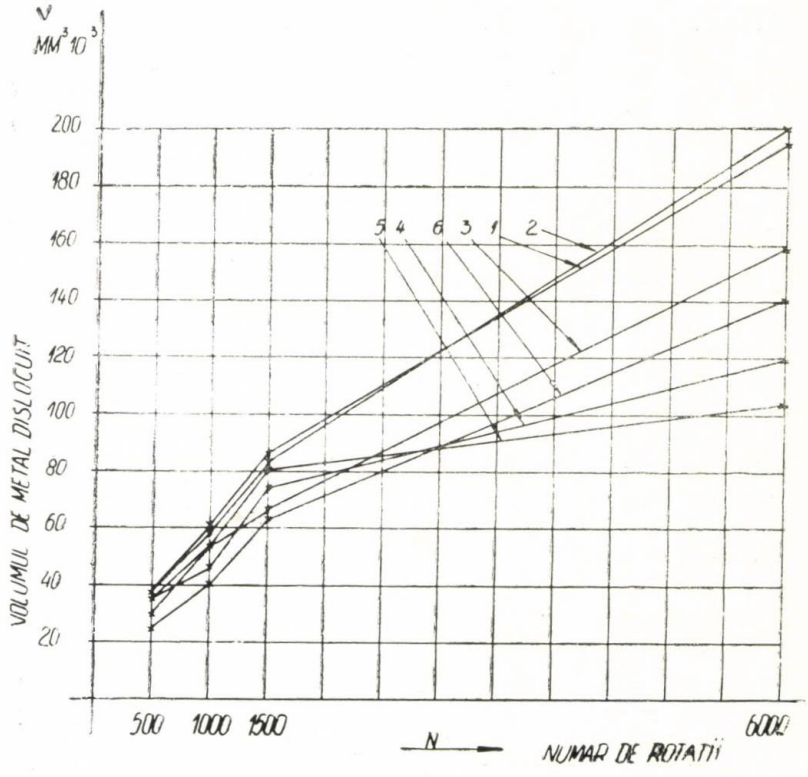


Fig. 2. Rezistența la uzare a oțelului 38 Mo CA 09 după nitrurarea în cîmp electrostatic sub acțiunea descărcării de tip scînteie.

maxime rezistenței la uzare, plasticitatea stratului nitrurat obținut la oțelul 38 Mo CA 09 atinge valori de 70%.

Trebuie subliniat faptul că, duritatea mare a zonei de difuzie obținută la nitrurarea în cîmp electrostatic în cazul oțelurilor aliate (38 Mo CA 09) se datorează formării austenitei cu azot, fapt confirmat de analiza röentgenostructurală. După părerea unor autori [2] aceasta are un rol determinant asupra durității zonei de difuzie în perioada de răcire de la temperatura de tratament termochimic în procesul de transformare $\gamma \rightarrow \alpha$ în intervalul de temperaturi 350—300°C. Datele experimentale vin să confirme faptul că duritatea mare a zonei de difuzie în oțeluri aliate cu elemente capabile să formeze nitruri se obțin în urma transformării $\gamma \rightarrow \alpha$ și are loc în perioada posibilei transformări bainitice (300—350°C).

Formarea nitrurilor disperse de aluminiu, molibden, crom (Al N, Mo_2N, Cr N) conduce la creșterea simțitoare a durității în procesul transformării $\gamma \rightarrow \alpha$. Dispersia acestor nitruri și posibilitatea păstrării unei legături cu matricea combinată cu o viteză de coagulare a lor mică, în intervalul de temperaturi 300—350°C, determină principalele proprietăți ale stratului nitrurat obținut la oțelul 38 Mo CA 09.

Concluzii

Au fost studiate posibilitățile de creștere ale rezistenței la uzare a straturilor nitrurate obținute la oțelurile 40 C 10 și 38 Mo CA 09 supuse unui tratament de nitrurare ionică.

1. În cazul oțelului 40 C 10 supus tratamentului de nitrurare ionică, valoarea maximă a rezistenței la uzare este atinsă în condițiile : $I = 50$ mA, $T_M = 250$°C, $\tau = 7$ ore, $\alpha = 25\%$. Aceste condiții crează premisele dezvoltării maxime a proporției de nitruri Fe_3N și Fe_4N.

2. În cazul oțelului 38 Mo CA 09 supus tratamentului de nitrurare ionică, valoarea maximă a rezistenței la uzare este atinsă în condițiile : $I = 50$ mA; $T_M = 220 - 310$°C, $\tau = 6—9$ ore, gradul de disociere al amoniacului $\alpha = 25\%$. Pentru perioade scurte de exploatare, rezistența la uzare este determinată în principal de proprietățile stratului de compuși. Cu creșterea perioadei de exploatare, valoarea rezistenței la uzare este determinată de capacitatea de lucru a zonei de difuzie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Beloțchii A., V.:* Nekotorîie osobenosti stroenia i nitrida jeleza. Metallofizica — vîpusc 38. Kiev, Naucova dumca, 1971, pag. 73—77.

[2] *Iahina V. D., Nichitin V. V.:* Formirovanie tverdosti azotirovannovo sloia Metallovedenie i termicescaia obrabotca metallov, nr. 2 ,1975, pag. 28—32.

[3] *Cojocaru M. O.:* Teză de doctorat : „Azotirovanie v electrostaticeskom pole", Moscova, 1976.

CZ : 669.18 : 621.91.07

Unele cercetări privind durificarea superficială, prin borizare, a oțelului OLC 15

Ing. Ion **SPĂTARU** — „INOX" București

Prof. dr. ing. Constantin **WANYOREK** — Universitatea Brașov

Prin difuzarea borului în zona superficială a oțelului se crează straturi superficiale extrem de dure, rezistente la uzură și coroziune care prezintă o rezistență mecanică ridicată, la temperaturi înalte. Solubilitatea borului în fier, variază cu temperatura. Potrivit diagramei de echilibru Fe — B (fig. 1) este posibilă formarea a două boruri de fier și anume : Fe_2B (spre interiorul piesei) și FeB (la periferia piesei).

Borura Fe_2B, cu un conținut de 8,83% B, cristalizează în sistemul tetragonal cu volumul centrat și la temperatură ordinară are parametrii rețelei egali cu : a = 5,10 Å ; c = 4,25 Å; c/a = 0,83.

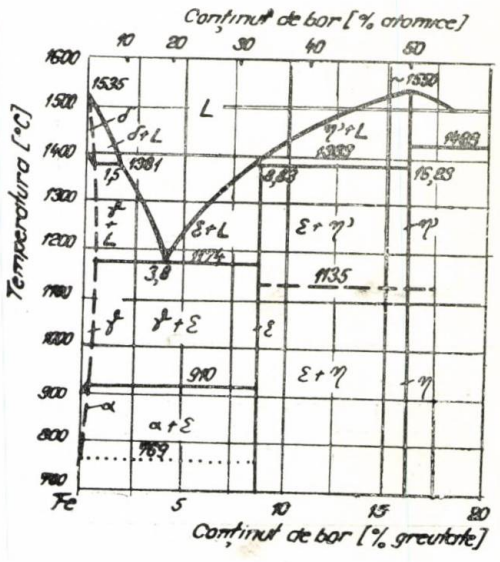


Fig. 1. Diagrama de echilibru a sistemului Fe-B.

Borura Fe B, care conține 16,23% B, cristalizează în sistemul rombic și la temperatura ordinară are parametrii rețelei: a = 4,06 Å; b = 5,51 Å; c = 2,95 Å.

Microduritatea borurii (exterioare) FeB, este cuprinsă între 1890—2340 μ HV iar a borurii (interioare) Fe_2B între 1229—1630 μ HV [2].

Cercetări mai noi [3] indică posibilitatea formării și a borurii FeB_2 cu un conținut de 27,9% bor în greutate, aparținînd sistemului de cristalizare exagonal cu parametrii rețelei: a = 3,045 Å; c = 3,035 Å; c/a = 0,997, foarte rezistentă la coroziune și la uzură (fig. 2).

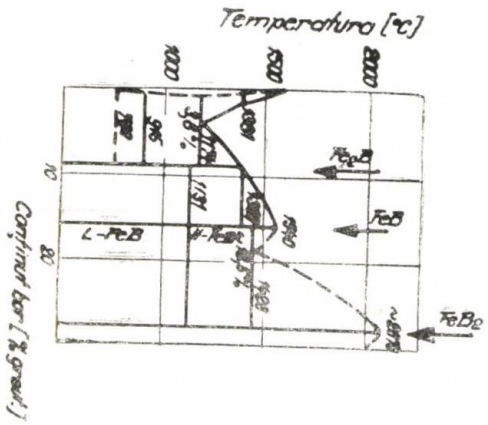


Fig. 2. Diagrama de echilibru a sistemului Fe-B, ținînd seama de existența celei de a treia boruri a fierului FeB_2.

Mecanismul de formare a stratului borizat decurge astfel: la început are loc formarea soluției solide de bor în fier α sau γ; după atingerea solubilității maxime a borului în fier la temperatura procesului, se formează borura Fe_2B cu aspect dendritic, aceste dendrite fiind orientate perpendicular pe suprafața supusă borizării. La o menținere mai îndelungată are loc formarea borurii FeB peste borura Fe_2B cu aspect de asemenea dendritic.

Pînă în prezent experimentarea borizării s-a efectuat în băi de săruri cu electroliză și în medii apoase prin încălzire inductivă. La borizarea în băi de sare, dezavantajul esențial constă în activitatea corozivă a mediului asupra aparaturii. Borizarea în soluții apoase prin încălzire inductivă duce la formarea mai degrabă a unei zone de difuzie și mai puțin a unui strat tipic de boruri [4].

Încercări de borizare în medii de sticlă efectuate de către firma austriacă „SCHOELIER — BLECKMANN (5) s-au soldat cu rezultate mulțumitoare. Borizarea în medii de sticlă oferă cîteva avantaje importante printre care:

— vîscozitatea mică a mediului la temperatura de lucru;
— lipsa coroziunii;
— duritate ridicată a straturilor borizate;
— obținerea unui strat de boruri relativ uniform;
— îndepărtarea ușoară a stratului de sticlă aderent pe piesă.

Prin cercetările efectuate s-a urmărit obținerea stratului borizat pe oțel OLC 15, în mediu topit de sticlă, stabilirea parametrilor optimi (timp, temperatură, concentrație) în vederea realizării grosimii dorite a stratului borizat, studierea aspectului metalografic al stratului de compus definit și al zonei de difuzie.

Procesul de borizare s-a realizat în creuzete din oțel refractar T 20 SNC 250, amplasate într-un cuptor cu rezistori, reglat cu un termocuplu Pt-Rh-Pt imersat în baie. Temperaturile de experimentare au fost de 850, 900, 950 și 1000°C, la durate de menținere diferite. Pentru cercetări s-au folosit eșantioane din oțel OLC 15 cu dimensiunile ∅ 20 x 15 mm avînd o compoziție chimică conform tabelului 1.

Tabelul 1

Compoziția chimică							
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu
0,18	0,54	0,235	0,013	0,020	0,035	0,06	0,15

Înainte de borizare, epruvetele au fost rectificate și apoi degresate cu tricloretilenă. Probele au fost repetate de trei ori. Experiența demonstrează posibilitatea borizării în mediu lichid de sticlă borosilicatică la temperatura de 850°C. Straturile de boruri obținute la această temperatură joasă se caracterizează printr-o grosime destul de mică, de 20 μm obținută după o oră de menținere, respectiv de 80 μm după șase ore. Grosimea stratului s-a determinat prin măsurarea lungimii acelor de boruri ca medie a cel puțin zece măsurări în cîmpuri vizuale diferite. Stratul de boruri este format din ace de FeB și de Fe_2B cu o dințare puternică. La durate de borizare mici grosimea stratului de compus definit este mică. Acest strat apare la durate de borizare mai mari și la temperaturi mai ridicate.

Borizarea oțelului la 850°C este îngreunată de vîscozitatea mare a băii, ceea ce face ca procesul de disociere a băii să decurgă lent, atomii de bor ajunși în „statu nascendi" fiind în număr mic. În plus, datorită vîscozității ridicate la 850°C, stratul aderent de sticlă pe piesa supusă borizării este mare, ceea ce antrenează la scoaterea din baie o pier-

dere considerabilă de mediu topit, conducînd la o eficiență economică mai slabă a produsului.

La temperaturi mai ridicate ale procesului de borizare vîscozitatea scade, procesul de disociere a băii se intensifică, difuziunea fiind ușurată, stratul borizat obținut are grosimi mai mari. Procesul termochimic de borizare, la început se desfășoară cu intensitate maximă, pentru ca apoi să devină mai lent. Acest lucru rezultă și din analizarea curbelor din figura 3, care arată variația grosimii stratului borizat cu durata de menținere.

Curbele se apropie de o parabolă, ceea ce arată că grosimea stratului borizat este funcție de $\sqrt{t}$. Analiza acestor curbe arată în plus rolul hotărîtor al temperaturii în obținerea straturilor borizate. Ridicarea temperaturii cu numai 50°C duce la o creștere substanțială a grosimii de strat borizat pentru durate de menținere egale.

Tabelul 2 cuprinde grosimile medii de strat borizat, obținute cu diferite regimuri de tratament. La șase ore de menținere grosimea stratului borizat obținut la 1000°C este cu 140 μm mai mare decît a stratului obținut la 850°C, ceea ce scoate în evidență rolul hotărîtor pe care îl are temperatura în procesul borizării.

Tabelul 2

Durata de menținere [h]	Temp. de borizare [°C]	Grosimea stratului [μm]	Durata de menținere [h]	Temp. de borizare [°C]	Grosimea stratului [μm]
1	850	20	5	850	75
	900	53		900	96
	950	66		950	140
	1000	73		1000	180
2	850	40	6	850	80
	900	73		900	103
	950	80		950	150
	1000	116		1000	220
3	850	60	7	850	80
	900	86		900	117
	950	103		950	170
	1000	127		1000	234
4	850	70	8	850	80
	900	90		900	124
	950	116		950	194
	1000	156		1000	246

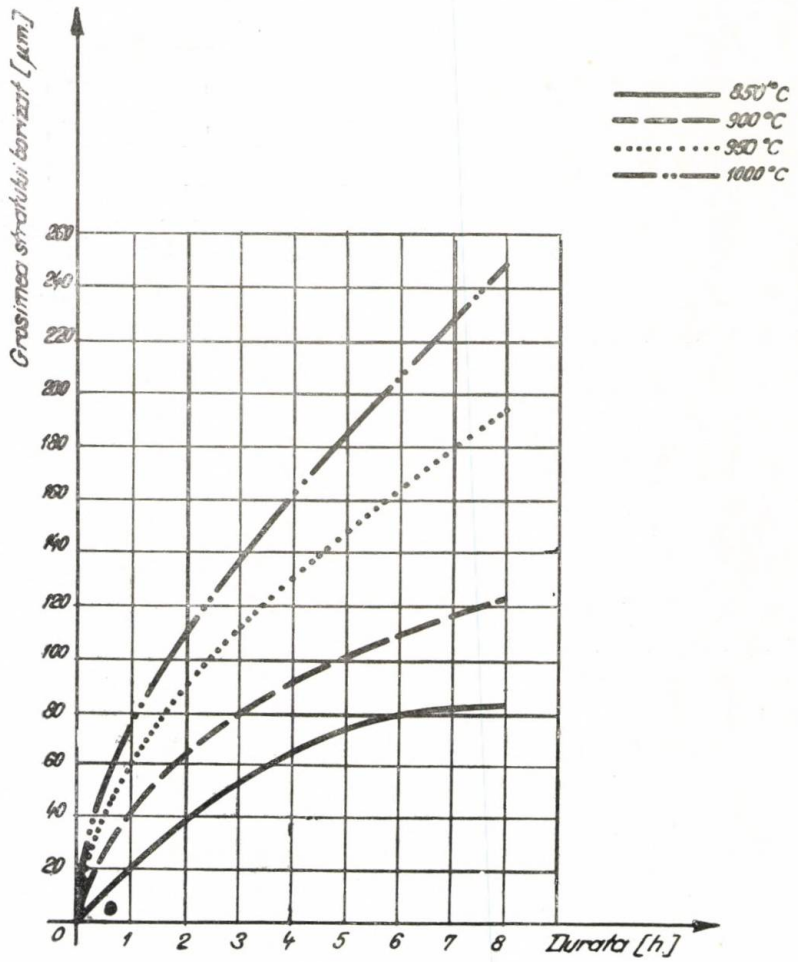


Fig. 3. Variația grosimii stratului borizat cu durata de menținere.

Analiza microstructurii stratului borizat arată că, la durate ale procesului de trei ore, stratul borizat este destul de compact, avînd la toate temperaturile o grosime suficientă pentru a recomanda acest regim pentru utilizarea în procesele industriale. După cum se vede și în microfotografii, acele de boruri sînt puternic ancorate, prin dințare, în miezul ferito-perlitic, ceea ce exclude posibilitatea exfolierii stratului borizat.

La o durată de borizare de trei ore, este posibilă utilizarea (cu diferite destinații) atît

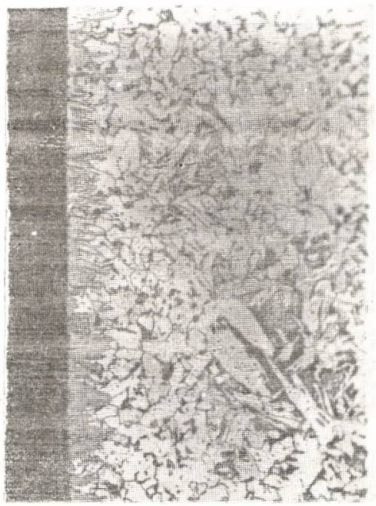
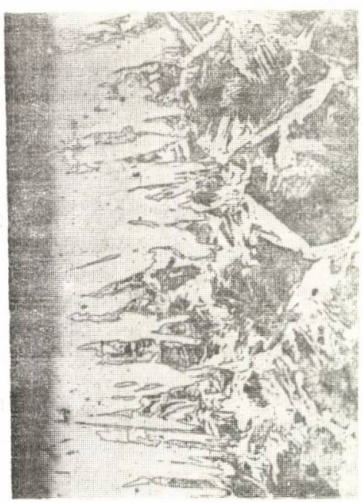


Fig. 4. Oțelul OLC 15 borizat în baia de sticlă
250 : 1 atac : nital
Durata de menținere trei ore ; temperatura de regim :
a) — 850°C

b) — 900°C

a straturilor obținute la 900°C cît și a celor realizate la 950°C sau la 1000°C. La nici una din aceste temperaturi nu se constată porozități în strat de natură să deranjeze. Stratul obținut la temperatură joasă de 850°C deși poate fi considerat și el a fi un strat închis,

c) — 950°C



d) — 1000°C

poate fi recomandat pentru piese care nu mai necesită rectificări după tratament termochimic, ca de pildă deflectoarele pentru granule de masă plastică, diverse matrițe în industria ceramicii, plăci pentru cuzineți, etc. unde precizia dimensională cerută este mai mică.

După o durată de borizare de cinci ore, microstructura stratului se modifică, stratul de temperatură joasă (850°C) devine mai mare, deasupra acelor de borură Fe_2B se observă borura FeB. În schimb la temperaturi de 1000°C, pe lîngă structura de supraîncălzire a matricei, se observă porozități în strat, ceea ce înrăutățește calitatea superficială a stratului borizat. Stratul borizat obținut la 950°C, la durata de menținere de cinci ore, este cel mai recomandabil avînd pe lîngă o grosime suficient de mare și o bună compactitate, (fig. 5, c).

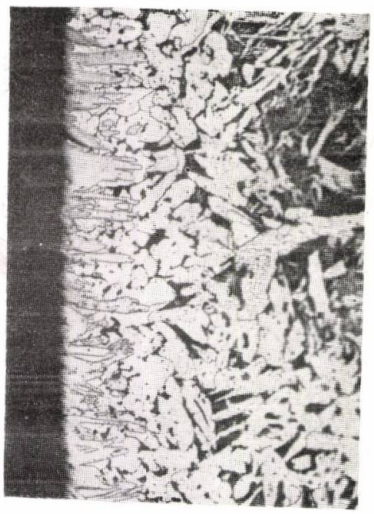
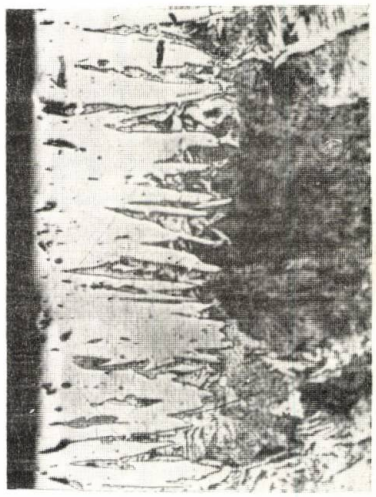


Fig. 5. Oțelul OLC 15 borizat în baia de sticlă
250 : 1 atac : nital
Durata de menținere cinci ore ; temperatura de regim:
a) — 850°C

b) — 900°C

În toate cazurile microduritatea stratului borizat în băi de sticlă pe oțel OLC 15 a variat între 1667 μHV și 2060 μHV microduritate măsurată, la o sarcină de 10 g cu un microscop Leitz Westzlav. Borizarea oțelului OLC 15 în băi de sticlă duce la o economie importantă de oțeluri prin prelungirea duratei de funcționare a organelor de mașini, cît și prin înlocuirea oțelurilor mai înalt aliate prin oțeluri mai slab aliate sau nealiate.



c) — 950°C

d) — 1000°C

[1] * * *: Stroenie Stali Ed. Metalurghia, Moscova, 1962.

[1] *Gierek, A., Kowalski, A.:* Întărirea la suprafață a fontei în procesul electrolitic de acoperire cu bor. In: „Przeglad odlewnictwa", nr. 8—9 1972.

[3] *Voroșimin, L. G., Liahovici, L. S., Panici, G. G., Protasevici, G. F.:* Structura splavov sistemî Fe — B. In: „Metallovedenie i termiceskaia obrabtka metallov, nr. 9, 1970.

[4] *Fichtl, W., Gefrath:* Borieren, ein Verfahren zur Erzeugung extrem harter Oberflächen. In: „Industrie ANZEIGER" Nr. 88, 1973.

[4] *Fussl, A.:* Un nouveau procédé de duroissement superficiel de l'acier dans des bains de verre fondant a basse temperature. In: „TRAITEMENT TERMIQUE" 70, 19 1972.

CZ : 621.78

Aspecte privind influența tratamentului termic, la temperaturi sub 0°C, asupra caracteristicilor de așchiere ale oțelului rapid Rp 5

Șef lucr. ing. Ioan **ALEXANDRU**, conf. ing. Gheorghe **AILINCĂI**, prof. dr. ing. Constantin **PICOȘ**, șef lucr. ing. Adrian **DIMA** — Institutul Politehnic Iași
Ing. Liviu **TĂMĂȘDAN** — Intreprinderea mecanică „Nicolina", Iași

Dezvoltarea intensă a industriei în general și în special a industriei constructoare de mașini duce la un consum tot mai ridicat de scule așchietoare din oțeluri bogat aliate cu elemente scumpe și deficitare. Acest fapt impune găsirea unor noi materiale, care de cele mai multe ori sînt foarte scumpe, sau aplicarea unor noi tehnologii de prelucrare termică a oțelurilor deja existente, în scopul creșterii proprietăților de exploatare ale acestora.

Tehnologii se orientează tot mai mult spre utilizarea unor oțeluri cu wolfram puțin (element scump și deficitar) și cu cantități sporite de molibden, vanadiu sau cobalt. Asemenea oțeluri, tratate termic corespunzător s-au dovedit a fi la fel de durabile în exploatare, sau chiar mai durabile, decît oțelurile rapide clasice, aliate cu mult wolfram (Rp 3).

Din cercetările efectuate pînă în prezent pe plan mondial, rezultă că înlocuirea wolframului cu molibdenul în oțelurile rapide scade puțin stabilitatea la roșu (deoarece carbura Mo_6C are o capacitate mare de coagulare), în schimb duritatea și durabilitatea rămîn oarecum neschimbate [1, 2].

Prezența carburilor MoC și mai ales Mo_5C, ecruisate, după revenirea oțelurilor bogat aliate cu molibden, determină creșterea accentuată a durității (cu circa 4—6 unități HRC), comparativ cu duritatea obținută după călire [2]. Stabilitatea mare a austenitei suprarăcite face ca după călirea obișnuită structura acestor oțeluri să conțină pînă la 50% austenită reziduală [2]. Acest lucru impune ca după călirea obișnuită să se aplice un ciclu de 3—4 reveniri la temperatura de 560°C în vederea micșorării cantității de austenită reziduală pînă la 5—6%. În același scop se poate aplica, cu o eficiență sporită, o răcire la temperaturi sub 0°C, imediat după călire, urmată de o revenire în vederea detensionării, cînd în structură rămîne doar 1—3% austenită reziduală.

Lucrarea de față își propune să stabilească eficiența aplicării tratamentului termic la temperaturi sub 0°C asupra caracteristicilor mecanice și asupra durabilității sculelor confecționate din oțel rapid aliat cu molibden (Rp 5) și să determine temperatura optimă de revenire după aplicarea răcirii la temperaturi negative. S-a folosit pentru studiu un oțel rapid (Rp 5) dintr-o șarjă industrială, cu următoarea compoziție chimică : 0,83% C ; 0,38% Mn ; 0,30% Si ; 4,1% Cr ; 5,1% Mo ; 6,3% W ; 1,92% V ; 0,022% P ; 0,018% S.

Din acest oțel s-au efectuat epruvete pentru determinarea rezistenței la încovoiere, a durității, a microstructurii și cuțite de strung pentru determinarea durabilității. Epruvetele au fost încălzite la temperatura de 1220°C în trei trepte de încălzire, răcite în ulei, după care s-au experimentat variantele de tratament termic date în tabelul 1 și figura 1.

Răcirea la temperaturi negative s-a efectuat într-o instalație de laborator cu reglare automată a temperaturii folosind ca agent refrigerent CO_2 solid. Pentru a împiedica stabilizarea austenitei remanente la temperatura

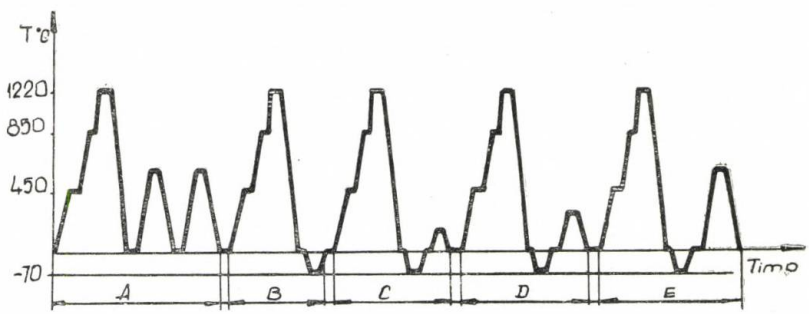


Fig. 1. Ciclograma variantelor de tratament termic aplicate.

Tabelul 1

Varianta	Tratamentul termic aplicat
A	Călire + 2 reveniri la 560°C timp de 1 oră
B	Călire + călire la —70°C timp de 1/2 oră
C	Călire + călire la —70°C + o revenire la 300°C, 1 oră
D	Călire + călire la —70°C + o revenire la 450°C, 1 oră
E	Călire + călire la —70°C + o revenire la 560°C, 1 oră

mediului ambiant, care duce la micșorarea eficienței tratamentului termic, răcirea la temperaturi negative s-a efectuat imediat după călirea obișnuită. Rezultatele experimentale sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Varianta de tratament	Duritatea HRC		Rezistența la încovoiere $\sigma_i = \frac{F \times 1}{4 \times W} = \frac{F \times 10}{4 \times 0{,}1}$ [daN/mm²]		Durabilitatea T [min]
	val. individuale	val. medie	val. individ.	val. medie	
A	60 61 62 60 63 62 60 63 62	61,44	200 225 227,5	217,5	34
B	66 67 67 67,5 67,5 67 67,5 67,5 67	67,11	95 87,5 82,5	88,33	38
C	65 64 64 64 64 65 65 65 65	64,55	165,75 168,75 172,50	169,00	27
D	64 64 64 63 64 64	63,77	156,25 180,00	174,58	36
E	66 66 66 66 66,5 67 66 66 66	66,16	165,00 162,50 137,5	155,00	49

Tratamentul termic la temperaturi sub °C a dus la obținerea unui spor de duritate de pînă la 6 unități HRC față de tratamentul termic clasic (fig. 2).

Se observă că uniformitatea accentuată a durității s-a obținut prin aplicarea variantelor *B*, *C*, *D* și *E* (tabelul 2), fapt ce reflectă o omogenitate mare structurală datorată tratamentului sub 0°C. De asemenea, se observă că aplicarea unui ciclu de numai două reveniri după călirea obișnuită determină obținerea unei durități scăzute (61, 44 HRC) și o oarecare neuniformitate a durității (varianta *A*, tabelul 2), de unde rezultă că pentru îmbunătățirea acestei caracteristici sînt necesare trei sau chiar patru reveniri după călirea obișnuită, deci un tratament de durată.

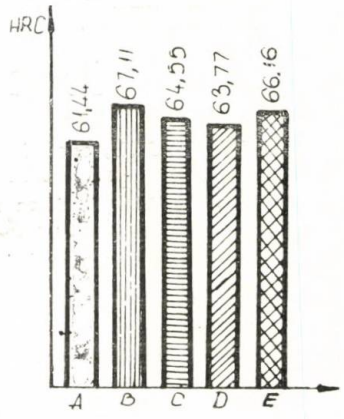


Fig. 2. Diagrama durităților.

Călirea pînă la —70°C a determinat continuarea transformării austenitei în martensită și deci implicit creșterea durității și o omogenitate structurală superioară.

Variația durității după reveniri la diverse temperaturi aplicate după tratamentul termic sub 0°C, este dată în fig. 3 (curba plină). Duritatea se menține aproximativ constantă după reveniri pînă la 300°C, după care se constată o ușoară scădere datorată transformărilor fazice, urmată de o creștere după reveniri la 560°C.

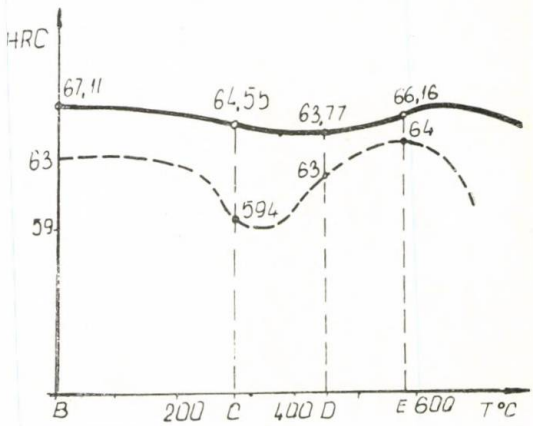


Fig. 3. Variația durității după diverse reveniri aplicate după tratamentul sub 0°C.

Comparînd variația durității obținută după reveniri la diverse temperaturi aplicate după călirea sub 0°C (curba plină) cu variația durității după reveniri aplicate după călirea obișnuită (curba punctată), conform cercetărilor efectuate de Alexandrovici [2], se observă că după tratamentele termice la tem-

peraturi sub 0°C variația durității își păstrează alura, însă la valori superioare, iar coborîrea durității după revenire la 300°C este mult mai puțin accentuată decît după tratamentul termic clasic (fig. 3). Duritatea oțelului Rp 5 tratat termic la temperaturi sub 0°C este puțin superioară oțelului Rp 3 tratat termic după aceleași variante [4].

Din punct de vedere al durității, varianta *B* asigură valori maxime, însă prezența tensiunilor interne face ca oțelul astfel tratat să fie fragil. Fragilitatea este atenuată în mare măsură prin aplicarea unor reveniri pînă la temperaturi de 560°C în vederea detensionării.

Rezistența la rupere prin încovoiere statică efectuată pe epruvete cilindrice ∅ 10 x 130 mm, cu distanța între reazeme egală cu 100 mm, a reliefat clar diferențele în stările tensionale din oțelul tratat după variantele alese. Rezistența maximă la încovoiere (fig. 4) s-a obținut după varianta de

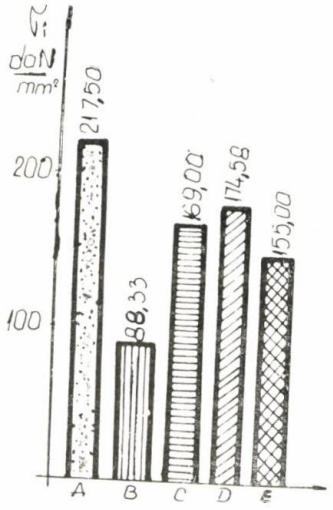


Fig. 4. Diagrama rezistenței la rupere prin încovoiere.

tratament termic clasic (*A*), lucru ce se explică prin prezența unei cantități sporite de austenită remanentă și o detensionare accentuată realizată prin cele două reveniri, în timp ce valoarea minimă pentru rezistența la rupere prin încovoiere s-a obținut pentru varianta *B*; călirea la temperaturi negative a lăsat oțelul într-o stare puternic tensionată, fapt ce a determinat micșorarea rezistenței la încovoiere.

Valori superioare ale rezistenței la rupere prin încovoiere s-au obținut la probele tratate prin variantele *C*, *D*, *E* la care revenirea aplicată după călirea sub 0°C a eliminat tensiunile interne (tabelul 2 și fig. 4).

Valorile rezistenței la rupere prin încovoiere pentru oțelul rapid cu molibden Rp 5 sînt doar cu puțin inferioare valorilor de rezistență obținute pentru oțelul bogat aliat cu wolfram Rp 3 [4]. Modul cum variază rezistența la rupere prin încovoiere după reveniri la diverse temperaturi aplicate după tratamentul termic sub 0°C este dat în figura 5;

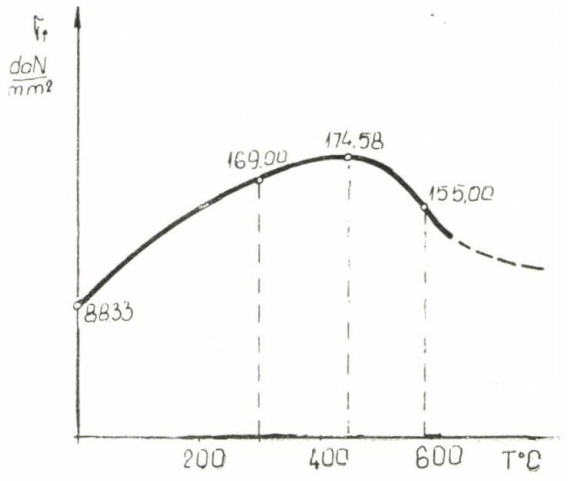


Fig. 5. Variația rezistenței la rupere prin încovoiere după diverse reveniri aplicate după tratamentul termic sub 0°C.

rezistența la rupere crește odată cu creșterea temperaturilor de revenire pînă la 350—450°C, după care scade, iar după reveniri la temperaturi de peste 600°C crește din nou. Creșterea rezistenței la rupere în domeniul de temperaturi de 350°—450°C este pusă pe seama transformărilor fazice ce se produc în oțel și a eliminării tensiunilor interne. Ruperea s-a produs fără deformații remanente, iar studiul suprafețelor în ruptură indică o rupere fragilă.

Durabilitatea cuțitelor cu $\alpha = 8°$; $\alpha = 5°$; $\varkappa = 45°$ și $\varkappa = 15°$ s-a determinat strunjind un oțel carbon de construcții OLC 45, cu următorul regim de așchiere: $S = 0{,}5$ mm/rot; $t = 5$ mm și $V = 40$ m/min.

Gradul de eficiență a unei variante de tratament termic aplicat oțelurilor rapide se poate aprecia complet determinînd durabilitatea sculelor așchietoare în exploatare.

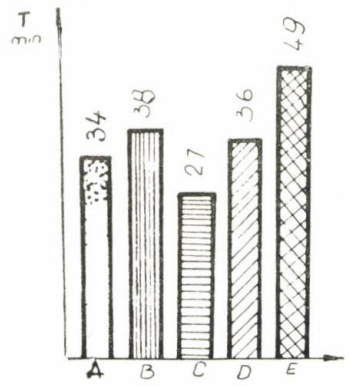


Fig. 6. Diagrama durabilității la așchiere.

Valorile de durabilitate obținute după aplicarea celor cinci variante de tratament termic sînt date în tabelul 2 și figura 6. Se observă că durabilitatea maximă nu se obține pentru varianta de tratament termic care oferă duritate maximă (*B*), ci pentru varianta care asigură o uniformitate structurală maximă și detensionare accentuată (*E*).

Studiind modul cum variază durabilitatea după aplicarea tratamentelor de revenire după călirea sub 0°C (fig. 7) se observă că

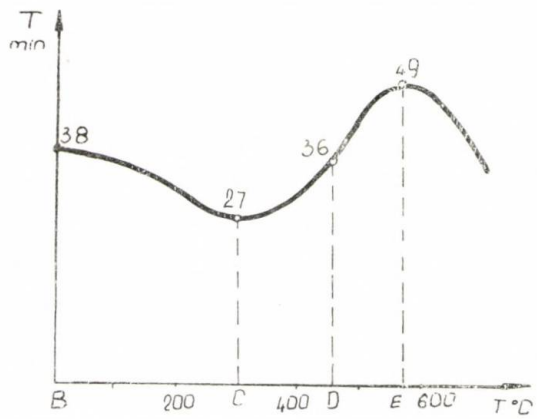


Fig. 7. Variația durabilității la așchiere după diverse reveniri aplicate după tratamentul termic sub 0°C.

trebuie evitate temperaturile de revenire de 250°—350°C, care provoacă o coborîre a durității și deci implicit a durabilității.

Temperatura optimă de revenire după tratamentul termic la temperaturi sub 0°C, care asigură o stabilitate structurală maximă reflectată printr-o duritate mare și durabilitate maximă, este de 540°—570°C.

Sculele tratate după varianta *B* (călire obișnuită urmată de călire sub 0°C), nu au rezistat solicitărilor mari din timpul așchierii și s-au fisurat fără însă a provoca știrbirea muchiei așchietoare. De aici se poate trage concluzia că starea tensională mare obținută în urma călirii la temperaturi sub 0°C trebuie eliminată printr-un tratament termic de revenire. Deci, tratamentul termic la temperaturi negative nu poate fi un tratament termic final. Comparînd valorile durabilităților obținute pentru oțelul Rp 5 cu valorile obținute pentru oțelul Rp 3 [4], se observă că oțelul rapid Rp 5 prezintă durabilități apropiate, iar pentru unele variante de tratament termic — chiar superioare oțelului Rp 3.

Analiza microstructurală efectuată pe probe cu ∅ 30 x 20 mm, rectificate, după tratamentul termic, reliefează transformările fazice produse în oțel în urma variantelor de tratament termic. Microstructura oțelului rapid Rp 5 tratat termic clasic (*A*) relevă o structură specifică unui oțel rapid călit și revenit (fig. 8), formată din carburi primare în cantitate mică și carburi secundare, cu dimensiuni mici, distribuite într-un cîmp de martensită aciculară de revenire și austenită reziduală. Se observă, de asemenea, foarte bine conturarea granițelor foștilor grăunți poliedrici de eustenită, granițe care la oțelul Rp 3 [4] nu se mai observă după revenire.

Carburile în cantitate mai mică decît în oțelul rapid Rp 3 au aceeași formă oval-alungită.

Microstructura oțelului rapid călit la —70°C (fig. 9), este caracteristică acestor oțeluri călite: structură poliedrică (granițele

Fig. 8. Microstructura oțelului Rp 5 tratat după varianta *A*; 500 : 1

Fig. 9. Microstructura oțelului Rp 5 tratat după varianta *B*; 500 : 1

foștilor grăunți de austenită) cu martensită criptocristalină, cu carburi distribuite uniform atît în interiorul cît și pe limitele grăunților.

Mărimea grăunților poliedrici indică faptul că temperatura de încălzire pentru călire de 1220°C a fost corect aleasă, oțelul neprezentînd urme de supraîncălzire.

Revenirea la 300°C aplicată după călirea sub 0°C a determinat începutul transformărilor fazice (precipitări de carburi și transformarea cubică a martensitei tetragonale). Microstructura este asemănătoare celei obținute după varianta *B*, prezentînd carburi uniform distribuite într-un cîmp de martensită criptocristalină (fig. 10).

Oțelul rapid Rp 5 călit sub 0°C și revenit la 450°C prezintă o structură tipică de revenire, net deosebită de cea precedentă: carburi fine distribuite într-o bază formată din martensită aciculară fină de revenire, fapt ce demonstrează că transformările fazice specifice revenirii sînt în plină dezvoltare la această temperatură. Ca și la oțelul tratat după ciclul de tratament clasic (*A*) se observă clar limitele foștilor grăunți de austenită, pe care sînt dispuse majoritatea carburilor (fig. 11).

Revenirea la 560°C aplicată după călire la —70°C a definitivat transformările fazice din oțel (precipitarea carburilor fine), struc-

Fig. 10. Microstructura oțelului Rp 5 tratat după varianta *C* ; 500 : 1

Fig. 11. Microstructura oțelului Rp 5 tratat după varianta *D* ; 500 : 1

tura fiind formată din martensită cubică, carburi în cantitate mai mare decît la probele precedente și limitele grăunților clar reliefate (fig. 12). Microstructural, se observă o

Fig. 12. Microstructura oțelului Rp 5 tratat după varianta *E* ; 500 : 1

deosebire între probele revenite la 560°C după călirea obișnuită (varianta *A*) (fig. 8) și după călirea sub 0°C (varianta *E*), (fig. 12), deosebire care constă în cantitatea sporită de martensită și carburi precipitate.

Concluzii

Studiul efectuat asupra modului cum influențează tratamentul termic neconvențional la temperaturi sub 0°C proprietățile de așchiere ale oțelului bogat aliat cu wolfram și molibden Rp 5 a permis evidențierea următoarelor aspecte :

— oțelul rapid Rp 5, care prezintă o susceptibilitate mai mare la decarburare și o stabilitate la roșu, mai mică decît oțelul rapid Rp 3, tratat termic la temperaturi negative permite obținerea unor proprietăți cerute la așchiere (HRC, σ_i și T) la fel de bune sau chiar superioare oțelului Rp 3 ;

— tratamentul termic sub 0°C aplicat acestui oțel ameliorează „prăbușirea" durității după reveniri în intervalul 250°C—350°C ,permițînd obținerea unui spor de duritate de 4—6 unități HRC comparativ cu tratamentul termic clasic.

— tratamentul termic la temperaturi negative aplicat oțelului Rp 5 este un tratament oportun și eficace, înlocuind tratamentul termic clasic de lungă durată (3—4 cicluri de revenire sînt înlocuite cu o răcire la —70°C și o revenire la 560°C) și permițînd obținerea unor caracteristici fizico-mecanice superioare ;

— temperatura optimă de revenire după tratamentul termic sub 0°C, care asigură cel mai bun complex de proprietăți așchietoare, este cuprinsă între 540°—570°C.

— după călirea sub 0°C nu sînt necesare mai multe reveniri ; o singură revenire asigură terminarea transformărilor structurale (precipitarea carburilor, transformarea martensitei de călire) și detensionarea sculelor astfel tratate termic.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Smolnikov, E., A., ș.a.:* Stabilitatea la roșu a oțelurilor rapide. In „Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov", nr. 6/1975, U.R.S.S.

[2] *Aleksandrovici, B., L.:* Particularitățile prelucrării termice a oțelului rapid R_6M_5, In „Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov", nr. 11/1973, U.R.S.S.

[3] *Kidin, I., N., ș.a.:* Revenirea oțelului R_6M_5 după o încălzire rapidă, In „Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov", nr. 5/1976, U.R.S.S.

[4] *Alexandru, I., ș.a.:* Influența temperaturii de revenire asupra proprietăților mecanice, tehnologice și transformărilor structurale ale oțelului rapid Rp 3, In „Metalurgia", 28, nr. 1/1976, București.

CZ : 621.78 : 536.2

Considerații privind transferul de căldură în strat fluidizat

Ing. Leontin **DRUGĂ** — I.C.P.T.S.C. — București
Prof. dr. ing. Constantin **WANYOREK** — Universitatea Brașov

În multe cazuri aplicative fluidizarea se referă la procese care se desfășoară cu un consum ridicat de căldură, de aceea cunoașterea condițiilor în care se realizează o mare uniformitate și un schimb de căldură cu o intensitate ridicată este de dorit.

Pentru a studia fenomenul de transfer de căldură în strat fluidizat, este necesar a se cunoaște aspectul mișcării particulelor și al gazului de fluidizare în incinta de lucru. După cum se cunoaște stratul fluidizat se realizează insuflînd printr-un strat fix de particule solide (susținut de o placă groasă sau perforată cu rol de distribuitor), agentul de fluidizare în curent ascendent.

La viteze mici de trecere a gazului nu are loc nici un fenomen vizibil, gazul strecurîndu-se printre particule fără să le deplaseze (căderea de presiune în strat este mai mică decît greutatea stratului). Mărind viteza fluidului particulele individuale execută o vibrație ușoară în jurul poziției inițiale (masa de particule se comportă ca un lichid vîscos), solidul și gazul formînd o singură fază. La creșterea în continuare a vitezei o parte din gaz trece prin strat sub forma unor bule care agită intens particulele solide, iar cînd ajung la interfața strat fluidizat — atmosferă se sparg aruncînd un jet de particule în sus, întregul strat asemănîndu-se cu un lichid în fierbere. Aceasta este starea de fluidizare care interesează la aplicațiile în tratamente termice și termochimice (fluidizare neomogenă).

Formarea și mișcarea bulelor de gaz în strat fluidizat încă nu este explicată complet, toate teoriile avînd la bază ipoteze simplificatoare. În cazul fluidizării neomogene, Kuni [1] a propus un model simplu de curgere a gazului prin stratul fluidizat (fig. 1), format din trei faze :

— bule de gaze ;
— nori ;
— zonă de emulsie.

Din model rezultă că viteza de circulație a particulelor solide este în mod direct influențată de numărul și de mărimea bulelor ce trec prin stratul fluidizat.

Cercetătorii care au observat natura aparent turbulentă a sistemelor de fluidizare gazoase, au încercat să interpreteze mecanismul transferului de căldură pe baza unui model, în care procesul a fost caracterizat prin acțiunea particulelor fluidizate care erodează pelicula de gaz ce îmbracă suprafața de transfer de căldură, peliculă care limitează viteza de transfer în cazul încălzirii clasice prin convecție.

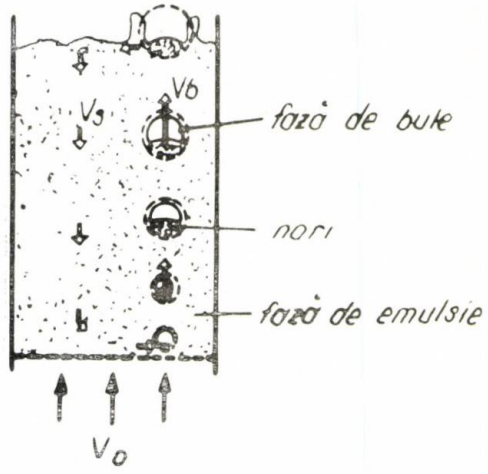


Fig. 1. Model de strat fluidizat cu formare de bule [1].

Pornind de la modelul de curgere propus și simplificat s-a observat că dacă se introduce o suprafață de schimb de căldură în interiorul stratului, aceasta intră în contact alternativ cu pachete de particule de material granular (faza densă) și cu bule de gaz. În momentul contactului, pachetul de particule preia sau cedează o cantitate de căldură mult mai mare decît atunci cînd intră în contact cu o bulă de gaz (aceasta datorită diferențelor foarte mari dintre căldurile lor specifice).

Se poate afirma că circulația particulelor și a bulelor de gaz în interiorul stratului fluidizat are un rol foarte important în schimbul de căldură studiat. Astfel unele cercetări au arătat că perioada de staționare a pachetului de particule pe suprafața de transfer influențează în mod direct asupra vitezei de transfer de căldură realizate ; cu cît timpul de staționare a pachetului de particule la suprafața de schimb va fi mai mare, cu atît diferența de temperatură va scădea, și deci se va reduce gradientul local și implicit și viteza de transfer.

În figura 2 [2] se prezintă variația coeficientului de transfer de căldură în funcție de timpul de staționare al „pachetelor" de particule pe suprafața de schimb și de dimensiu-

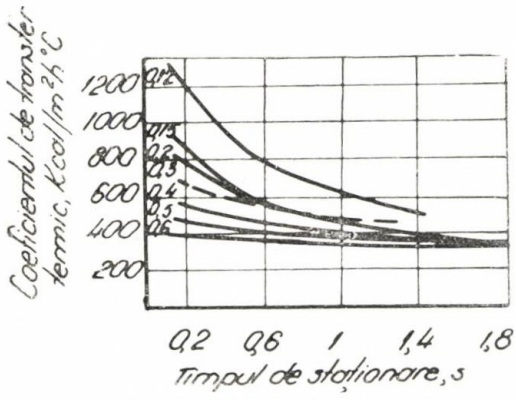


Fig. 2. Variația vitezei de transfer de căldură în funcție de perioada de staționare a particulelor de cupru pe suprafața de schimb [2].

nile particulelor ce alcătuiesc stratul fluidizat (particulele au o formă sferică și sînt de cupru).

Deși particulele sînt principalul acumulator intermediar de căldură, totuși gazul este cel care efectuează transferul de căldură între particule și suprafața de schimb (prin intermediul peliculei de gaz ce îmbracă suprafața care în cazul de față se subțiază mult), — pe de o parte și între particulă și particulă pe de altă parte — deoarece suprafața de contact direct între particule este destul de mică.

Conductivitatea termică a gazului este cea care limitează transferul de căldură, în cazul în care se realizează perioade de staționare foarte scurte.

Față de cele arătate mai sus, deși în literatura de specialitate nu se acordă o atenție deosebită influenței radiației asupra transferului de căldură în strat fluidizat, noi presupunem că radiația are un rol relativ important chiar la temperaturi sub 800°C, nivel sub care gazele au un coeficient de radiație destul de slab.

În cazul încălzirii sau răcirii în strat fluidizat, avînd în vedere că coeficientul de transfer de căldură prin radiație al particulelor solide este de circa 6—7 ori mai ridicat decît cel al gazelor la aceeași temperatură, iar suprafața particulelor este foarte mare în raport cu masa, influența radiației asupra coeficientului de transfer global nu mai poate fi neglijată.

Suprafața mare a particulelor fluidizate favorizează atît absorbția căldurii prin convecție de la gazele calde cît și retransmisia ei mai departe prin radiație [3], mecanism care acționează atît în procesul de încălzire, cît și în cel de răcire.

Datorită faptului că particulele fluidizate își fac reciproc umbră (deși în principiu — prin reflexie — orice direcție de radiație poate deveni utilă direct sau indirect), există pentru fiecare dimensiune a particulelor o anumită densitate optimă pentru a realiza o radiație intensă a masei de particule. Această densitate se poate exprima matematic prin intermediul gradului de expansiune a stratului fluidizat, parametru care este strîns legat de viteza de fluidizare.

Astfel **încălzirea sau răcirea în strat fluidizat se realizează atît prin convecție prin mecanismul arătat mai sus și studiat de literatura de specialitate, cît și prin radiația termică a particulelor fluidizate, prin mecanismul propus în lucrare.**

De asemenea **marea uniformitate a temperaturii în stratul fluidizat se datorește atît circulației intense a particulelor a căror căldură specifică este de circa 1000 ori mai mare decît a gazului, cît și radiației acestora, fiecare dintre particule acționînd ca o sursă locală (un radiator) de căldură pentru spațiul înconjurător.**

În lucrare **s-a urmărit explicarea mecanismului de transfer de căldură în strat fluidizat fără a studia influența naturii și dimensiunilor particulelor și a gazului de fluidizare, probleme ce au făcut [4] și vor face în continuare obiectul altor lucrări.**

Curbele de încălzire trasate pentru diferite dimensiuni și calități de particule vor fi corelate cu vitezele de fluidizare și cu coeficienții de schimb de căldură obținuți cu ajutorul unui model matematic pe calculator.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Kuni, D.:* In „Ind. Eng. Fundamentals", vol. 7/1968.

[2] *Botterill, I.:* In „Ind. Eng. Fundamentals" vol. V/1969.

[3] *Wanyorek, C.:* Tratamente termice — curs editat de Universitatea din Brașov, 1972.

[4] *Drugă, L., Pantea, V.:* Aplicarea stratului fluidizat la tratamente termice. In „Construcția de mașini", nr. 5/1977.

CZ : 621.78

Unele precizări referitoare la folosirea la călire a apei încălzite la 60—80°C

Ing. Alexandru **MUNTEANU** — Universitatea din Brașov

Introducere

Punerea în discuție a unui mediu de călire atît de cunoscut și frecvent folosit este urmarea unor rezultate oarecum contradictorii apărute în literatura de specialitate, legate de comportarea la călire a apei aduse la temperatură de 60—80°C.

La prima vedere încălzirea mediului de răcire, deci micșorarea diferenței între temperatura de călire și temperatura mediului, ar trebui să conducă la micșorarea vitezei de răcire și în final la micșorarea efectelor nefavorabile care însoțesc răcirea. Totuși lucrările [1, 2] arată că la călirea în apă la 60—70°C a unui lot de 28 de epruvete ∅ 8 x 24 mm dintr-un oțel similar cu Arc 5, 24 din ele fisurează, iar la călirea epruvetelor de deformare tip French deformațiile sînt mai mari decît în cazul apei la 20°C.

Alte lucrări [3, 4, 5], susțin că apa la 60—70°C poate fi folosită la călire cu rezultate apropiate de cele ale uleiului cu condiția realizării unei puternice agitări.

Acest comportament oarecum contradictoriu și acest salt dintr-o extremă în alta a capacității de răcire (doar prin simplă agitare) a apei au trezit interesul pentru unele cercetări mai aprofundate care să precizeze și să clarifice fenomenele ce au loc la suprafața de schimb de căldură piesă-mediu de răcire.

Pentru cercetarea și caracterizarea fenomenelor de fierbere la suprafața unor corpuri metalice încălzite și aflate în prezența unor medii vaporizabile, în termotehnică se recurge frecvent la experimentări în regim nestaționar.

Această tehnică reproduce fidel fenomenul călirii și urmărește caracterizarea proceselor de fierbere prin obținerea curbei de variație a temperaturii în epruvetele inițial încălzite și apoi imersate în mediul de răcire. Fenomenele ce se succed la suprafața epruvetei pot fi caracterizate prin fluxuri termice unitare variabile și, ceea ce este mai important, prin coeficienți de schimb superficial. În figura 1 sînt prezentate (în mod intuitiv) desfășurarea fenomenelor și modul de calcul al fluxului termic unitar și al coeficienților de schimb superficial, folosind o metodă experimentală [6].

Lucrarea de față, folosind această metodă de lucru, va căuta să lămurească comportamentul apei la călire răspunzînd la următoarele întrebări :

— dacă stabilitatea fierberii peliculare este funcție de temperatura apei ;

— dacă temperatura de tranziție spre fierberea cu bule este funcție de viteza de deplasare relativă piesă-mediu de răcire ;

— dacă temperatura inițială influențează temperatura minimă de existență a fierberii peliculare ;

— care este influența temperaturii apei asupra duratelor fiecărei etape de fierbere ;

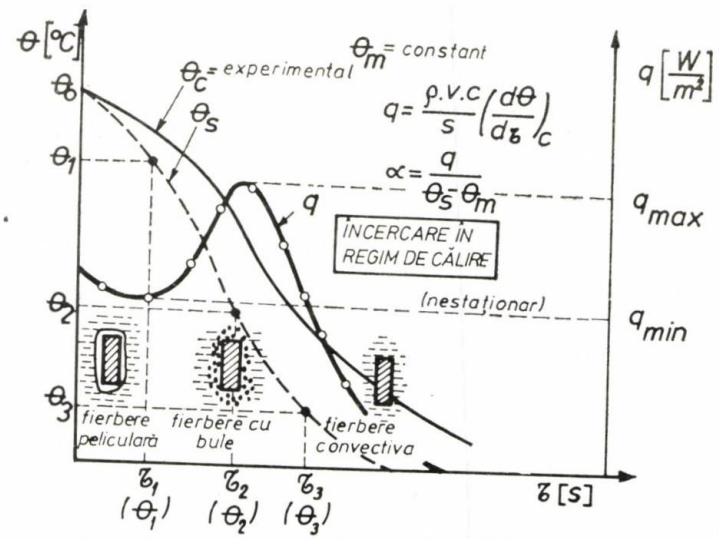


Fig. 1. Încercarea mediilor de răcire în regim nestaționar.

Răspunsul la aceste întrebări aduce o contribuție însemnată la înțelegerea fenomenelor ce însoțesc răcirea la călire.

Partea experimentală

Instalația experimentală folosită a căutat să asigure condiții operatorii reproductibile la trecerea de la o încercare la alta. Părțile componente și funcționarea instalației experimentale pot fi urmărite în figura 2.

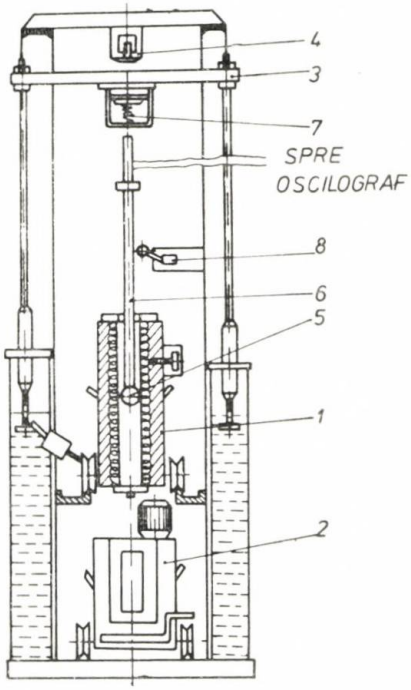


Fig. 2. Părțile componente ale instalației experimentale folosite.

Cuptorul electric tubular 1 etanș asigură încălzirea în atmosferă neutră a epruvetei 5 fixată în tija 6 prin intermediul cuplajului 7. Poziția de încălzire este realizată prin intermediul mecanismului de transfer 3 susținut în poziția „sus" de electromagnetul 4. Bazinul de răcire 2 cu un volum de 50 l are un perete de sticlă pentru vizualizarea fenomenelor și este format din două compartimente. Primul de 38 l servește la răcirea epruvetelor; în el este plasat un încălzitor de 2000 W și ajutajul de refulare al unei pompe de recirculare, situate în cel de al doilea compartiment, care servește la realizarea mișcării relative între epruvetă și mediul de răcire. Intrarea epruvetei în bazinul de răcire la o adîncime mereu constantă este semnalizată optic prin intermediul unui limitator 8 care comandă și pornirea oscilografului pentru înregistrarea fenomenelor tranzitorii ce însoțesc răcirea.

Variația temperaturii în centrul epruvetelor, rezultat al fenomenelor de fierbere de la suprafață, s-a măsurat cu un termocuplu crom-alumel ce asigură o bună liniaritate în intervalul 850—100°C. Diferitele perioade de fierbere pe suprafața epruvetei sînt însoțite de variații de presiune în întreaga masă de lichid.

Pentru identificarea duratei și intensității de desfășurare a etapelor de fierbere simultan cu înregistrarea variației temperaturii în centrul epruvetei, s-au înregistrat și fenomenele vibratorii produse la suprafața epruvetei.

În bazinul de călire, al instalației (fig. 3) în imediata apropiere a epruvetei la o distanță mereu constantă (d = 25 mm) este fixat dispozitivul 2 care după etalonare poate măsura variațiile de presiune produse de epruvetă la răcire. Dispozitivul 2 este alcătuit dintr-o membrană circulară din oțel ∅ 90 x 0,2 mm (încastrată pe contur într-o cutie din aluminiu perfect etanșă), pe care sînt lipite două mărci tensometrice. Conexiunile sînt trecute unei punți tensometrice RFT-UM 111 (R.D.G.). Semnalele traductorului termoelectric din epruvetă și ale traductorului termorezistiv din dispozitiv sînt înregistrate simultan pe hîrtia fotosensibilă a unui oscilograf cu bucle 8 L S 1 (R.D.G.) În figura 4 este prezentat aspectul oscilogramelor obținute în cazul unui experiment.

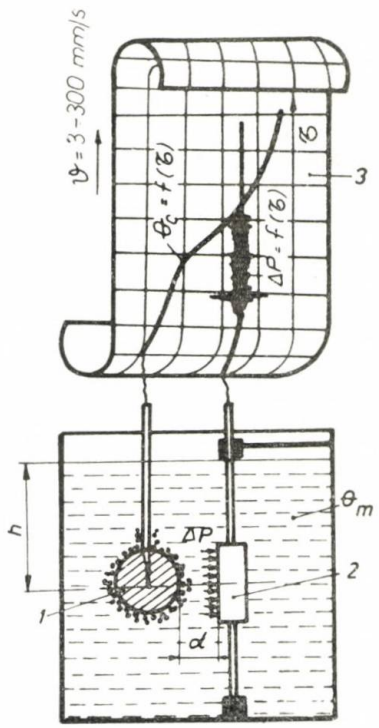


Fig. 3. Obținerea semnalelor tranzitorii la răcirea în apă.

Epruveta sferică din cupru ∅ 40 mm a fost încălzită la temperaturi cuprinse între 20 și 800°C și apoi a fost răcită în apă cu temperaturi cuprinse între 20 și 80°C.

Curbele de răcire, oscilogramele fenomenelor de fierbere de pe suprafața epruvetei și observațiile directe prin fereastra de vizitare a bazinului de răcire reprezintă date in-

este funcție de temperatura inițială a sferei, ea apărînd de fiecare dată la o temperatură specifică a suprafeței de schimb, aparent mai mică pe măsură ce temperatura apei crește.

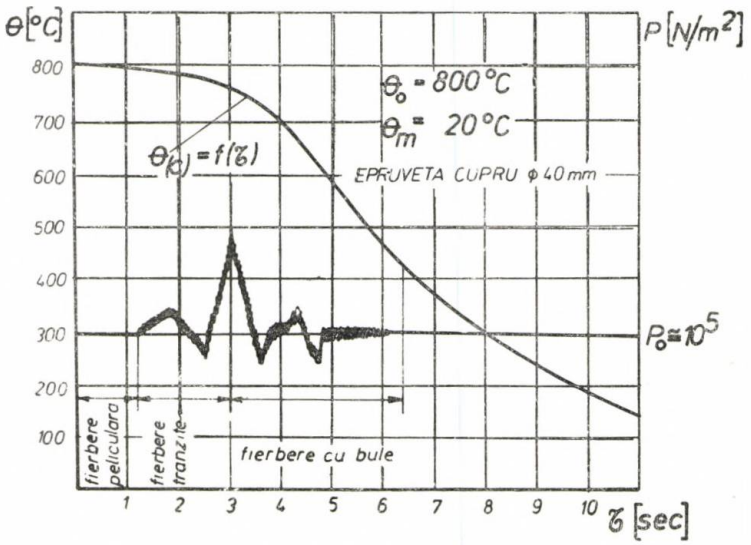


Fig. 4. Aspectul de principiu a unei oscilograme.

terpretabile, interesante atît la călirea de punere în soluție a aliajelor neferoase ce nu prezintă transformarea eutectoidă cît și la călirea oțelurilor și fontelor cenușii.

S-au determinat prin observare directă și oscilografiere două mecanisme distincte de destabilizare a peliculei. Primul mecanism pe care l-am numit **destabilizare explozivă** (instantanee) se produce întotdeauna cînd epruveta are inițial o temperatură mai mare de 375—450°C și mediul de răcire între 20 și 55°C. Dacă se urmărește figura 5, în cazul răcirii de la 800°C în apă cu temperatura între 20 și 55°C, întotdeauna pe suprafață se produce fierberea peliculară. Pentru temperaturile cercetate destabilizarea explozivă nu

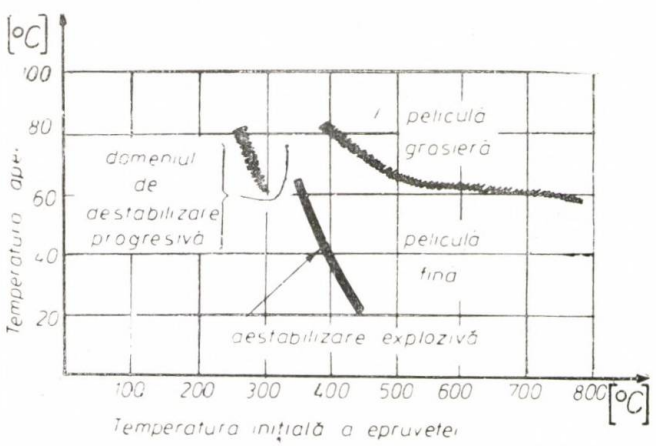


Fig. 5. Domeniile de fierbere ce se stabilesc funcție de temperatura inițială a epruvetei și temperatura apei.

La temperaturi ale apei între 60 și 80°C pe suprafața epruvetei încălzite la 800°C se stabilește o peliculă mai groasă. Destabilizarea acestei pelicule se produce în mod progresiv, de la partea inferioară a epruvetei spre partea superioară, după un alt mecanism pe care l-am numit **destabilizare progresivă.** Domeniul fierberii peliculare grosiere se mărește odată cu creșterea temperaturii apei.

Figura 5 reprezintă doar caracterizarea domeniilor de fierbere ce se pot stabili imediat după imersarea unei epruvete cu temperatura θ într-un mediu cu temperatura θ_m. Această figură nu indică evoluția răcirii în timpul călirii și din această cauză ea nu poate fi urmărită în mod cinetic, pe orizontală, în funcție de diferitele temperaturi ale apei.

În ambele cazuri fierberea peliculară este foarte stabilă iar încercările de a o destabiliza prematur prin mărirea vitezei relative între epruvetă și mediu pentru viteze $\leqslant$ 0,5 m/s nu s-au dovedit eficiente.

Tranziția începe cu o pulsație de frecvență crescătoare în timp, iar momentul în care amplitudinea pulsației atinge suprafața de schimb de căldură corespunde începutului fierberii cu bule.

Din examinarea oscilogramelor obținute prin răcirea sferei de la 800°C în apă cu temperatura variabilă în limitele 20—80°C se poate constata că aspectul curbelor de răcire se modifică datorită întîrzierii procesului de declanșare și manifestare a tranziției și fierberii cu bule.

Temperatura maximă de încălzire a fost de numai 80°C deoarece s-a constatat că la temperaturi mai mari la imersarea epruvetei întreaga masă de lichid din bazin intră într-o puternică agitare ceea ce făcea imposibilă citirea oscilogramelor și identificarea perioadelor de fierbere la suprafața epruvetei.

După cum se poate vedea în figura 6 durata fierberii peliculare crește continuu cu ridicarea temperaturii apei, o creștere mult accentuată înregistrîndu-se după 60°C. Durata fierberii cu bule atinge un maxim în cazul apei la 60—70°C, iar durata cumulată a tranziției și fierberii cu bule atinge un maxim periculos sub aspectul șocului termic produs în epruveta la temperatura de 70—75°C.

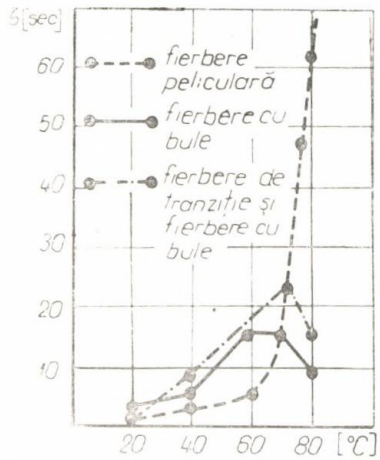


Fig. 6. Variația duratelor etapelor de fierbere la încălzirea apei.

Acest maxim se realizează în special pe seama creșterii duratei fierberii cu bule. După cum este știut fierberea cu bule este caracterizată prin flux termic unitar și prin coeficienți de schimb superficial de valoare maximă.

Aceste maxime se desfășoară în condițiile unei destabilizări progresive cu totul diferite față de răcirea în apă la 20°C. La temperatura de 60—80°C, suprafața epruvetei își pierde caracterul izoterm, deoarece procesul de fierbere cu bule se deplasează sub forma unui inel de bule localizat ce pornește din partea de jos a epruvetei spre partea de sus [7]. În aceste condiții materialul este supus unor gradienți de temperatură radiali cît și superficiali.

În figura 7 se prezintă un moment din timpul fierberii cu bule pe o epruvetă cilindrică de rază r și lungime h precum și distribuția temperaturilor interioare și pe suprafață.

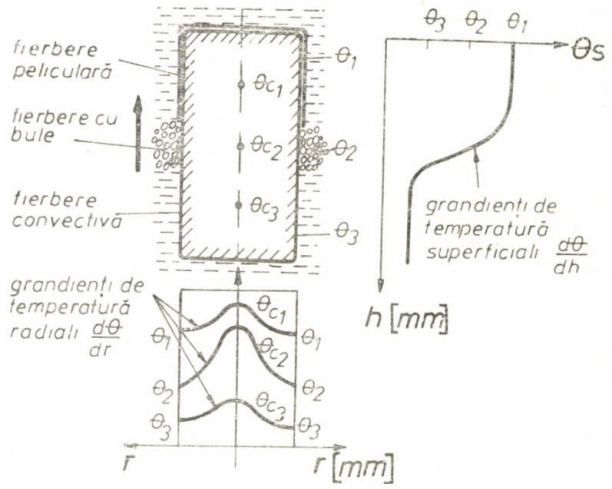


Fig. 7. Un moment al evoluției răcirii și distribuția temperaturilor în epruvetă în cazul răcirii în apă cu 60—80°C.

Întrucît acești gradienți sînt cauza tensiunilor interne termice, se poate afirma că apa la 60—80°C amplifică mărimea tensiunilor interne prin generarea unor tensiuni suplimentare ce se suprapun peste cele cunoscute.

Încercarea de a modifica mecanismul destabilizării progresive prin mărirea vitezei relative între mediul de răcire și epruvetă în limitele vitezelor experimentate nu a dus la rezultate favorabile.

Concluzii

Creșterea temperaturii apei mărește durata și în acest fel stabilitatea fierberii peliculare. Destabilizarea este funcție numai de temperatura suprafeței epruvetei, care în cazul unei fierberi peliculare mai îndelungate atinge limita necesară destabilizării mai tîrziu. Această limită are o ușoară tendință de scădere odată cu creșterea temperaturii apei.

Temperatura de tranziție spre fierberea cu bule nu este funcție de viteza de deplasare relativă între piesă și mediul de răcire pentru intervalul de viteze studiat. Temperatura inițială de călire nu influențează temperatura minimă de existență a fierberii peliculare, iar duratele fiecărei etape de fierbere sînt mult influențate de temperatura apei.

În cazul apei încălzite la 60—80°C, intervine puternic — la anumite geometrii și dimensiuni — fenomenul de anizotermie superficială ce introduce tensiuni interne suplimentare.

Cînd, la un anumit moment, peste aceste tensiuni interne se suprapun tensiunile interne structurale datorate transformării martensitice, suma acestor tensiuni poate depăși rezistența materialului și în felul acesta pot apare fisurile.

Astfel se explică un fapt contradictoriu și anume, că deși durata totală a răcirii în apă cu temperatura de 60—80°C este mai mare deci viteza medie de răcire este mai mică, în anumite cazuri piese cu dimensiuni relativ mici și din oțeluri cu o bună călibilitate se fisurează. În aceste cazuri apar pe parcursul răcirii în timpul transformării martensitice variații puternice întîrziate și de mai lungă

durată a temperaturii. Evitarea destabilizării progresive în cazul apei la 60—80°C prin mărirea vitezei de mișcare relativă între mediu și piesă este puțin probabilă.

Rezultatele contradictorii prezentate la începutul lucrării trebuie privite deci în strînsă legătură și cu geometria, dimensiunea, călibilitatea și poziția punctelor de transformare *Ms* a oțelului din care a fost executată epruveta.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bodson, F. și col.:* In „Traitement thermique", Nr. 89, 1976.

[2] *Popescu, N., Vitănescu, C.:* Tehnologia tratamentelor termice. Editura Tehnică, 1974, București.

[3] *Fedorov, V., Kobasko, N.:* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metalov, Nr. 1/1970.

[4] *Kobasko, N.:* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metalov. Nr. 2/1970.

[5] *Feodorov, V., Kobasko, N.:* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metalov. Nr. 4/1972.

[6] *Munteanu, A.:* Metalurgia. Nr. 8/1976.

[6] *Beck, C., Chevrier, J. Ch.:* Int. J. Heat Mas Transfer, vol. 14/1971.

CZ : 625.23/.24

Reproiectarea tehnologiei de execuție a fundurilor de ∅ 2800 x 8 (6) pentru vagoane

Ing. Constantin **GHEORGHE**, ing. Oprea **POPESCU**, Ștefan **MANOLACHE** — Intr. „Vulcan" București

Volumul mare de transporturi între operații, determinate de procesul tehnologic în sine, a impus studierea tuturor posibilităților de îmbunătățire a procesului tehnologic și a circulației semifabricatelor (SF) sau pieselor în cadrul compartimentului de ambutisare la rece și la cald. S-a luat în studiu reperul fund ∅ 2800 x 8 (6) (fig. 1) din material OL 37,

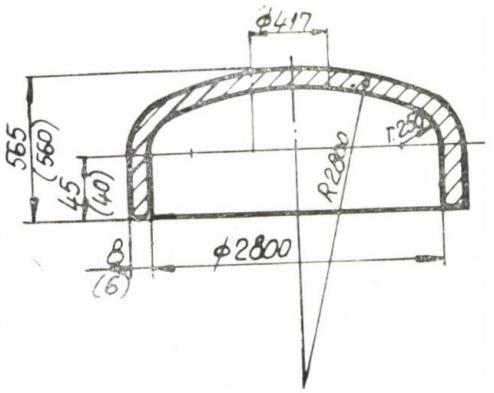


Fig. 1. Reper ∅ 2800 x 8 (6).

4 K, cu o desfășurată a pastilei de ∅ 3200 x 8, cuponată din două bucăți, avîndu-se în vedere ponderea acesteia în programul de fabricație a atelierului forjă.

Pe baza metodelor de analiză ale „studiului muncii" s-a trecut la examinarea detaliată a tehnologiei și procesului tehnologic inițial al acestei piese, în vederea reproiectării tehnologiei existente, a reducerii volumului mare de transporturi între operații, a reducerii consumului de metal și manoperă, precum și a îmbunătățirii calității acestui produs.

În tabelul 1 se prezintă graficul desfășurării procesului tehnologic pentru situația inițială, din care rezultă că pentru efectuarea a 14 transporturi și 4 controale, procesul de producție numără un total de 53 studii. Operații ca bombat, curățat, manipulat se execută manual sau semimecanizat consumîndu-se un timp mare, cu eforturi mari, în condiții de zgomot și radiații calorice avansate.

În figura 2 se prezintă graficul de circulație pentru situația existentă. Din acest grafic rezultă că circulația materialelor nu este cea mai rațională, cu multe întoarceri și încrucișări, care fac ca lungimea traseului parcurs de (SF) pînă la stadiul final să fie mare (237 m). Această circulație este necorespunzătoare din două motive:

— procesul tehnologic impune în cazul bombării la cald un tratament termic între cele două bordurări la rece, ceea ce mărește numărul de manipulări;

— amplasarea locurilor de muncă nu au fost analizate inițial în scopul obținerii unei circulații adecvate.

Folosindu-se metoda interogativă s-a făcut o examinare critică a datelor înregistrate în tabelul 1. Avînd în vedere cele de mai sus, se punea problema mecanizării execuției acestor funduri. Pe baza analizării situației inițiale, rezultă că trebuie să se adopte un nou procedeu de lucru, prin care se renunță la bombarea la cald pe ciocanul de bombat tip sonetă la operația de bordurat I, la tratamentul termic intermediar între cele două operații, la operația (destul de costisi-

Tabelul 1

Nr. crt.	DESCRIERE	Cantitatea	Distanța m.	TIMP/min: de mașină	TIMP/min: de muncă	SIMBOL: ○	□	⇨	D	▽	Nr. executanți	OBSERVAȚII	PROPUNERI: Eliminare	Combinare	Schimbare ordine	Schimbare locului	Simplificare	Modificare
1	Pastilele de tablă sînt depozitate pe suprafața S10	20																
2	Transport la ciocanul de bombat	20	10	100	5						2	mecanic						
3	Așezat pe inelul de bombat	20		20	1						2							
4	Bombat la cald	20		6000	300						4	semi-mecanizat						
5	Verificat raza de bombare	20		20	1						1	manual						
6	Eliberează inelul de bomb. de tb.	20		40	2						2	mecanizat						
7	Transportă fundul bombat pe S11	20	10	40	2						2	mecanizat						
8	Îl așează pe S11	20	5	20	1						2							
9	Așteaptă	20		20	1						4							
10	Transport pe suprafața S12	20	50	40	2						2							
11	Așteaptă	20		60	60						4							
12	Trasat în vederea debitări	20		160	8						1							
13	Debitat cu flacăra oxi-gaz.	20		1400	70						1							
14	Curățat marginile de zgură.	20		500	25						1	manual						
15	Așteaptă	20		100	5						1							
16	Transport la mașina de bordurat	20	10	40	2						2	mecanizat						
17	Se așează pe suprafața S13	20	5	40	2						2							
18	Așteaptă	20		40	2						2							
19	Transport M2	20	2	20	1						2	mecanizat						
20	Așează pastila curbată pe M2	20		20	1						1							
21	Bordurat treapta I	20		1600	80						2	mecanizat						
22	Fundul parțial bordurat se transportă pe S.14	20	10	40	2						2							
23	Așteaptă	20		40	2						2							
24	Transport la căruciorul C1	20	25	40	2						2							
25	Se așează pe C1	20		20	1						2							
26	Așteaptă	20		–	–						2							
27	Transport în estacada forjă	20	10	4	2						2							
28	Așteaptă	20		30	15						2							
29	Descărcat din stivă	20	5	30	15						2	semi-mecanizat						
30	Așteaptă	20		30	15						2							
31	Încarcă cuptor T. Termic	20	5	30	15						2	semi-mecanizat						
32	Tratament termic de recristalizare	20		480	480						2							
33	Descărcare	20	5	30	15						2							
34	Transport	20	5	30	15						2							
35	Așteaptă	20			15						2							
36	Încarcă pe C1	20		30	15						2							
37	Transport în forjă	20	10		15						2							
38	Așteaptă	20			15						2							
39	Transport la S13 (cîte 1 buc.)	20	25	40	20						2	mecanic						
40	Prins în electromagnet și așezat pe batiul mașinii M2	20		20	1						2	mecanic						
41	Bordurat treapta II	20		1600	80						2							
42	Verificat dimensional	20		40	2						1							
43	Eliberat mașina	20		20	1						2							
44	Așezat pe S14 (depozitat)	20		20	1						2							
45	Transport la presa M3	20	10	40	2						3	mecanizat						
46	Așezat pe batiul presei	20	10	80	4						3	mecanizat						
47	Redresat	20		600	30						3	semi-mecanizat						
48	Verificat rază bombare	20		40	2						1							
49	Eliberat mașina	20		40	2						3							
50	Transport la S15	20	5	40	2						3	mecanizat						
51	Controlat	20		100	5						1							
52	Transport la S16	20	10	10	2						2	mecanizat						
53	Depozitat	20		40	2						2							
	TOTAL	METODA EXISTENTA		237	–	1369	22	4	14	10	3							
		METODA ÎMBUNĂTĂȚITĂ																
		DIFERENȚA																

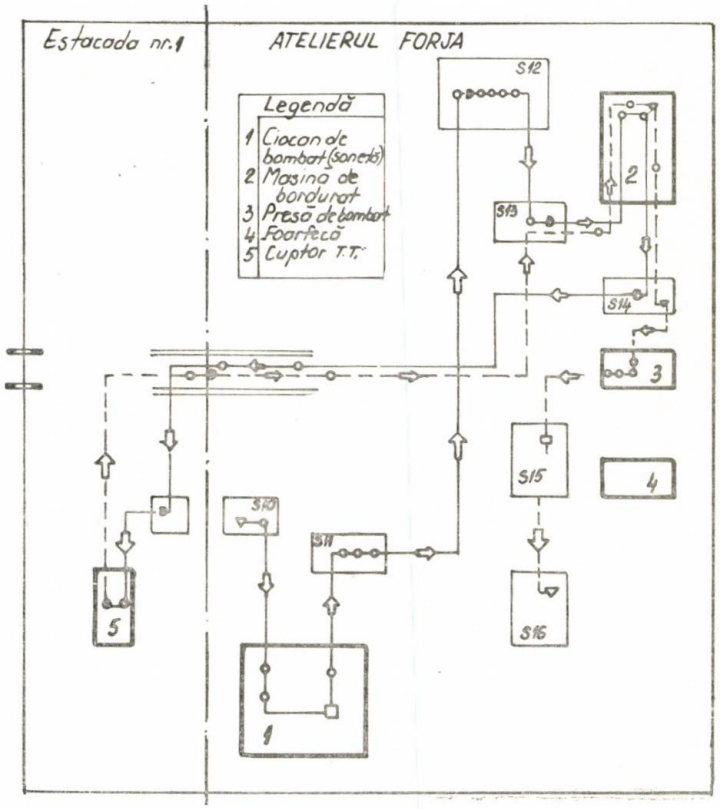


Fig. 2. Grafic de circulație — situația inițială.

toare) de debitare cu flacără oxigaz, la diverse operații de așteptare, control și depozitare intermediară a pieselor, la un itinerar tehnologic lung.

În tabelul 2 se prezintă situația îmbunătățită a procesului de fabricație iar în figura 3 — graficul de circulație corespunzător noului flux tehnologic.

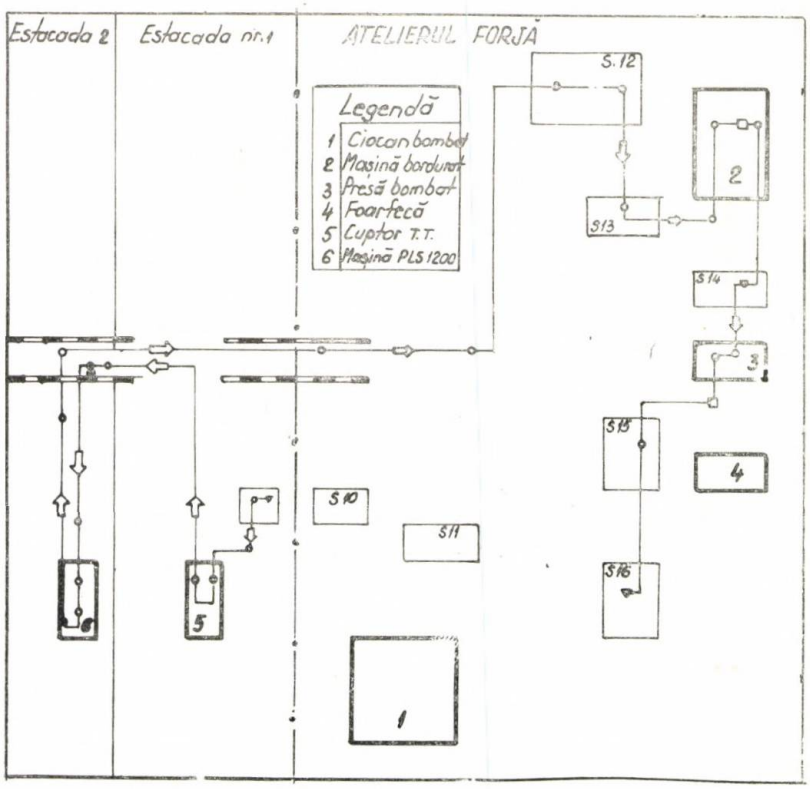


Fig. 3. Grafic de circulație — situația ameliorată.

Tabelul 2

GRAFICUL DESFĂȘURĂRII DETALIATE A PROCESULUI DE PROD./EXECUTANT.

Denumirea procesului: Raționalizarea fabricației și a circulației fundurilor — U.M.

LOCUL: Ambutisate - Atel. Forjă — Elementul urmărit din proces: S.F.

STUDIUL Nr. 1 — METODA: EXISTENTA / IMBUNATATITA — FILA Nr. 1.

Nr. crt.	DESCRIERE	Cantitatea	Distanța m.	TIMP (min) de mașină	TIMP (min) de muncă	SIMBOL ○	□	⇨	D	▽	Nr. exemplare	OBSERVAȚII	PROPUNERI: Eliminare; Combinare; Schimbare 1; Schimbare 2; Simplificare; Modificare
1	Pastilele de tablă sînt depozitate pe S.20.	20											
2	Încarcă cuptorul (cîte 4 odată)	20	2	100	5						2		
3	Tratament termic de recoacere	20		480	480						1	la 840°C	
4	Descărcare (cîte 4 buc.)	20		20	5						2		
5	Transport pe căruciorul C2	20	3	5	5						2	mecanizat	
6	Transport în estacada 2	20	5	5	5						2		
7	Descărcare	20	1	5	5						2		
8	Transport la M6	20	5	40	20						2		
9	Pierdere centrare	20		40	2						2		
10	Bombare la rece pe M6	20		900	45						2		
11	Eliberarea mașinii	20		20	1						2		
12	Transport pe C2	20	5	2	2						2		
13	Transport din E1 - E2	20	10	2	2						2		
14	Descărcat (cîte 1 buc.) - din (2	20		2	2						2		
15	Încărcat C1	20		5	5						2		
16	Transport din E1 - în Forjă	20	10	30	1,5						2		
17	Descărcat cîte (1 buc.)	20	20	40	2						2		
18	Transport la S12	20	20	30	1,5						2		
19	Debitare urechea	20	–	20	1						1		
20	Transport pe S.13	20	5	20	1						2		
21	Se așează pe S13	20	–	20	1						1		
22	Transport la M2	20	2	20	1						2		
23	Așează elementul curbat pe M2	20		20	1						1		
24	Bordurare	20		900	45						2		
25	Verificare	20		20	1						2		
26	Transport la S.14	20	10	20	1						2		
27	Așteaptă	20		20	1						-		
28	Tansport la M3	20	10	20	1						2		
29	Așezat pe batiul mașinii	20		20	1						3		
30	Redresat	20		600	30						3		
31	Verificare dimensională	20		20	1						2		
32	Eliberat mașina	20		20	1						3		
33	Transport la S15	20	5	20	1						2		
34	Controlat	20		40	2						1		
35	Transport la S16	20	10	40	2						2		
36	Depozitat	20		20	1						2		
	TOTAL — METODA EXISTENTA	237	–	1365		22	4	14	10	3		683 min/buc.	
	TOTAL — METODA IMBUNATATITA	123	–	682		17	3	13	1	3			
	DIFERENTA	74		683		5	1	1	9	0			

Realizarea celor de mai sus au fost posibile ca urmare a studierii posibilităților de lărgire a gamei de execuție a pieselor fasonate pe mașina M 6 (inițial comandată pentru produsul element compensator), proiectarea și execuția de noi dispozitive care să dea posibilitatea execuției fundurilor (role), practicarea unei deschideri mai adecvate pentru intrarea S.F. în estacada 2. (E. 2).

Redimensionarea pastilei (fig. 4) duce la importante economii de metal. Pentru a se realiza o formă cît mai apropiată de pastila

curbată prin procedeul de bombare la cald, s-a proiectat și executat un dispozitiv (calapod) care urmărește conturul elementului

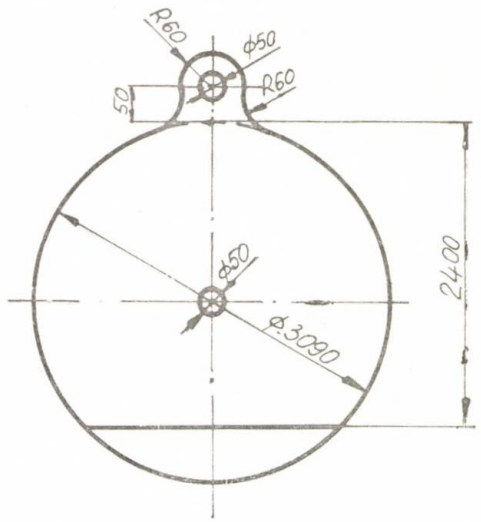


Fig. 4. Pastilă de tablă după redimensionare.

curbat (fundul bombat). Dispozitivul proiectat și executat se montează pe axul principal al mașinii de fasonat la rece (M_5).

Bombarea la rece s-a făcut folosindu-se o rolă care prin presiunea asupra pastilei de tablă rezultînd un element curbat de forma celui din figura 5. Pastila de tablă înainte de a fi supusă bombării la rece (fig. 4) se tratează termic la 840°C cu răcire în cuptor pînă la temperatura de 300°C).

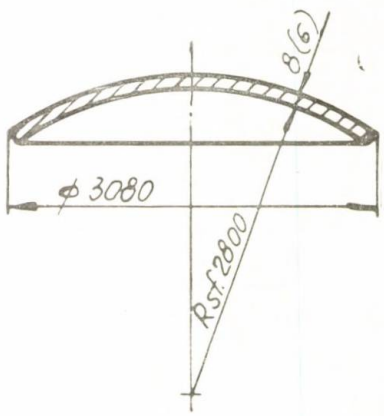


Fig. 5. Element curbat (fund bombat).

Concluzii

Din graficul desfășurării procesului de fabricație și circulație pentru situația îmbunătățită rezultă :

1. Timpul de muncă se reduce cu 402 minute bucată-piesă (de la 1026 minute la 624 minute).

2. Numărul de operații ale procesului se reduce de la :

— 22 la 17, pentru ○
— 4 la 3, pentru □
— 14 la 13, pentru →
— 10 la 1, pentru D

3. Distanța totală a transporturilor pieselor se reduce de la 237 m la 123 m.

4. Numărul de oameni pentru operația de bombat se reduce de la 4 (în cazul bombării la cald) la 2 (pentru cazul bombării la rece) ceea ce duce la economii importante la fondul de salarii.

5. Efortul uman devine incomparabil mai mic în noua situație față de vechea situație, realizîndu-se o economie de 5000 ore-om.

CZ : 669.131.6 : 669.131.662

Determinarea proprietăților elastice ale fontelor cenușii și cu grafit nodular prin încercări cu vibrații de torsiune libere

Ing. V. **LUCA**, ing. E. **DÎMBOIU**, ing. P. **TUDORAN**, ing. D. **BIDIAN** — Universitatea Brașov

Introducere

În ultimul timp se pune din ce în ce mai acut problema economisirii metalelor și avînd în vedere că aproximativ 75% din producția mondială a turnătoriilor este reprezentată de piese turnate din fontă, este normal ca atenția constructorilor de mașini să să îndrepte și în această direcție. Una din căile pentru reducerea consumului de fontă ar fi aceea a reproiectării unor piese, evitîndu-se supradimensionările. Pentru aceasta însă, este necesar să se cunoască anumite mărimi care caracterizează comportarea elastică a fontelor, putîndu-se astfel efectua calcule de rezistență cu o precizie sporită.

Continuîndu-se unele preocupări anterioare [1, 2], în lucrarea de față sînt prezentate rezultatele cercetărilor efectuate pentru determinarea unor proprietăți elastice și mecanice ale fontelor cenușii și cu grafit nodular, utilizînd metoda dinamică a pendulului de

torsiune. Au fost astfel determinate : modulul de elasticitate transversal G, coeficientul lui Poisson μ și decrementul logaritmic δ_t din vibrații de torsiune. În lucrările [1] și [2] s-a determinat modulul de elasticitate longitudinal E. Aceste mărimi, interdependența dintre ele și legătura lor cu rezistența la rupere prin tracțiune sînt indispensabile pentru rezolvarea unor probleme de calcul la :

— solicitări prin sarcini aplicate dinamic și forțe de inerție ;
— flambajul tuburilor, plăcilor și barelor ;
— încovoierea plăcilor ;
— răsucire ;
— deformare și rigiditate a batiurilor și a cilindrilor cu pereți groși, etc.

Trebuie menționat faptul că în literatura de specialitate, datele referitoare la G, E, μ și δ_t pentru fonte, relativ sărace și au un caracter limitat sau informativ.

Determinarea modulului de elasticitate transversal prin încercări cu vibrații de torsiune

Una din metodele dinamice utilizate pentru determinarea modulului de elasticitate transversal G, este cea a pendulului de torsiune. Se consideră o epruvetă în formă de bară, cu secțiunea constantă, avînd diametrul d și lungimea l (fig. 1).

Un capăt al epruvetei 1 este încastrat, iar partea opusă este fixată de volantul 2 prin intermediul bucșei 3. De volant sînt fixate

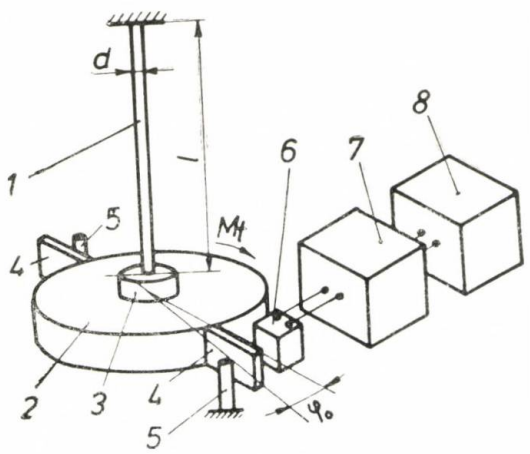


Fig. 1. Schema instalației utilizate la determinarea modulului de elasticitate transversal.
1 — epruvetă ; 2 — volant ; 3 — bucșă de fixare a epruvetei ; 4 — mînere de acționare ; 5 — opritoare ; 6 — traductor inductiv ; 7 — oscilograf cu buclă ; 8 — bloc de alimentare.

mînerele de acționare 4. Momentul de inerție al sistemului volant, bucșă, mînere este J. Acest moment de inerție se determină din suma momentelor de inerție ale elementelor sistemului. Se rotește volantul cu ajutorul mînerelor de acționare 4, pînă cînd acestea lovesc opritoarele 5. Unghiul de răsucire φ_0 trebuie să fie mic, pentru ca deformațiile epruvetei să poată fi considerate pur elastice. Eliberînd mînerele 4, sistemul va oscila, executînd o mișcare de vibrație torsională liberă cu amortizare vîscoasă a cărei ecuație este :

$$J\frac{d^2\varphi}{dt^2} + R_m\frac{d\varphi}{dt} + k\varphi = 0 \qquad (1)$$

în care :

φ este unghiul de torsiune al sistemului ;
R_m — coeficientul de amortizare al sistemului ;
k — constanta elastică a epruvetei, definită ca momentul de torsiune M_t care produce un unghi de torsiune φ egal cu unitatea.

Relația de definiție a constantei de elasticitate k pentru o epruvetă cu secțiune circulară și constantă este :

$$k = \frac{GI_p}{l} = \frac{G\pi d^4}{32l}, \qquad (2)$$

unde :

G este modulul de elasticitate transversal al epruvetei ;
I_p — momentul de inerție polar al epruvetei.

Introducînd notațiile :

$$\beta = \frac{R_m}{2J} \text{ — factorul de amortizare ;} \qquad (3)$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{J}} \text{ — pulsația proprie a sistemului ;} \qquad (4)$$

$$\omega = \sqrt{\omega_0^2 - \beta^2} \text{ — pseudopulsația,} \qquad (5)$$

ecuația (1) va lua forma :

$$\frac{d^2\varphi}{dt^2} + 2\beta\frac{d\varphi}{dt} + \omega_0^2\varphi = 0 \qquad (6)$$

Soluția ecuației diferențiale (6) în cazul în care $\beta < \omega_0$ (cazul unei forțe de frecare reduse) este :

$$\varphi = \Phi_0 e^{-\beta t}\cdot\sin(\omega t + \psi) \qquad (7)$$

Mișcarea punctului material este în acest caz o mișcare vibratorie amortizată de amplitudine :

$$\Phi = \Phi_0 e^{-\beta t}, \qquad (8)$$

care descrește exponențial cu timpul.

Atunci cînd amortizarea este suficient de mică pentru ca β să poată fi neglijat în comparație cu ω_0 relația (5) devine :

$$\omega = \omega_0 = 2\pi f_t = \sqrt{\frac{k}{J}} \qquad (9)$$

Înlocuind pe k cu expresia sa din relația (2) se obține:

$$f_t = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{G\pi d^4}{32lJ}} \qquad (10)$$

Din relația (10) rezultă formula după care se poate calcula valoarea modulului de elasticitate transversal:

$$G = \frac{128\pi lJ}{d^4} f_t^2 \qquad (11)$$

Rezultă că avînd cunoscute l, J, d și măsurînd frecvența de oscilație f_t a sistemului, se poate determina modulul de elasticitate transversal G al epruvetei.

În figura 1 este reprezentată schema instalației utilizate la determinarea modulului de elasticitate transversal. În timpul oscilațiilor libere de torsiune întrefierul existent între mînerul 4 și traductorul inductiv 6 variază, determinînd variația tensiunii din circuitul traductorului. Aceste variații sînt înregistrate pe banda fotosensibilă a oscilografului cu buclă 7, pe care se înregistrează de asemenea și baza de timp. Din analiza curbelor de variație a tensiunii și a timpului se poate determina frecvența de oscilație a sistemului.

Determinarea decrementului logaritmic

Pentru caracterizarea capacității de amortizare a materialului epruvetei se folosește noțiunea de decrement logaritmic, definit ca logaritmul natural al raportului dintre două amplitudini succesive situate de aceeași parte a poziției de echilibru:

$$\delta_t = \ln \frac{\Phi_n}{\Phi_{n+1}} \qquad (12)$$

Întrucît amortizarea sistemului este foarte redusă, pentru calculul decrementului logaritmic s-a folosit relația:

$$\delta_t = \frac{1}{n} \ln \frac{\Phi_0}{\Phi_n}, \qquad (13)$$

în care amplitudinea Φ_0 se micșorează la valoarea Φ_n după n perioade. În lucrare s-a făcut calculul pentru $n = 20$.

Pregătirea materialului pentru încercări

Au fost supuse încercărilor fonte cu grafit nodular avînd rezistența la rupere cuprinsă între 716 și 411 N/mm² și fonte cenușii cu rezistența la rupere cuprinsă între 328 și 126 N/mm², corespunzînd mai multor mărci de fonte și avînd compoziții chimice diferite. Elaborarea fontelor s-a făcut în cuptoare de inducție cu curenți de medie frecvență.

Au fost turnate bare de ∅ 30 x 250 mm conform STAS 6071—70 în forme întărite cu CO_2, creîndu-se condiții de răcire cît mai uniforme pentru toate barele turnate. Din barele astfel turnate au fost executate prin așchiere epruvete destinate încercărilor în regim static și dinamic.

În cadrul încercărilor statice s-a urmărit determinarea rezistenței la rupere σ_r a durității Brinell HB și a modulului de elasticitate longitudinal E [1]). S-a efectuat de asemenea și cercetarea structurii la microscopul metalografic optic.

Epruvetele destinate încercării la tracțiune au fost executate conform STAS 200-67 avînd dimensiunile părții active ∅ 10 x 50 mm. Epruvetele pentru încercarea durității, densității și microstructurii au avut dimensiunile ∅ 25 x 12 mm. Epruvetele utilizate la încercările în regim dinamic au avut dimensiunile ∅ 10 x 218 mm. Pentru fiecare încercare au fost utilizate cîte trei epruvete. Aceste epruvete au fost utilizate și pentru partea experimentală a lucrărilor [1], [2].

Rezultate experimentale

Experiențele au avut drept scop stabilirea unor relații de legătură între unele mărimi care caracterizează proprietățile elastice E, G, μ și rezistența la rupere prin tracțiune. Au fost supuse încercărilor 26 de tipuri de fonte cenușii cu compoziții chimice diferite, gradul de eutecticitate al acestora variind între 0,788 și 1,034 și 11 tipuri de fonte cu grafit nodular. Compozițiile chimice ale acestor fonte sînt prezentate în lucrarea [1].

Rezultatele experimentale sînt redate în figurile 2—7. Pe aceste figuri sînt redate de

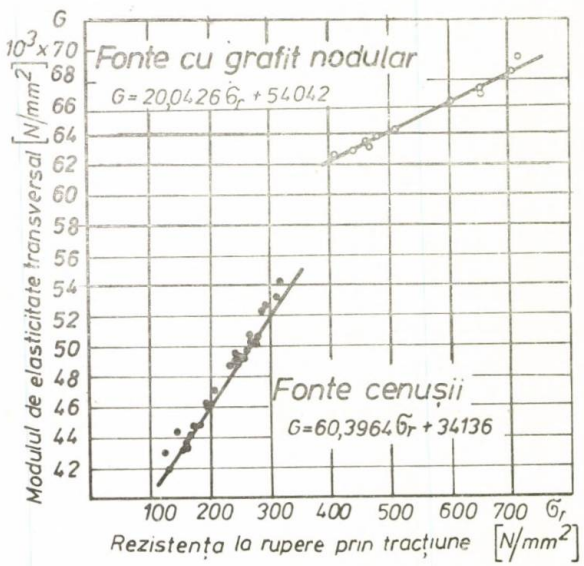


Fig. 2. Dependența dintre modulul de elasticitate transversal și rezistența la rupere prin tracțiune.

asemenea și ecuațiile curbelor de regresie obținute. Ecuațiile au fost stabilite cu ajutorul calculatorului numeric.

În figura 2 este prezentată legătura dintre rezistența la rupere și modulul de elasticitate transversal. În timp ce la fontele cenușii σ_r variază între 120—320 N/mm², G variază și el între 42000—54000 N/mm², la fontele cu grafit nodular σ_r variază între 410—720 N/mm², iar G între 62000—69000 N/mm² Aceste variații se datoresc formei, cantității și dimensiunilor incluziunilor de grafit. Cu cît cantitatea de grafit și dimensiunile separărilor de grafit sînt mai mici, cu atît σ_r și G vor fi mai mari, iar forma sferică a incluziunilor de grafit determină ridicarea pronunțată a valorilor lui σ_r și G.

În figura 3 este prezentată legătura dintre modulul de elasticitate longitudinal și cel transversal. Se remarcă abaterile extrem de

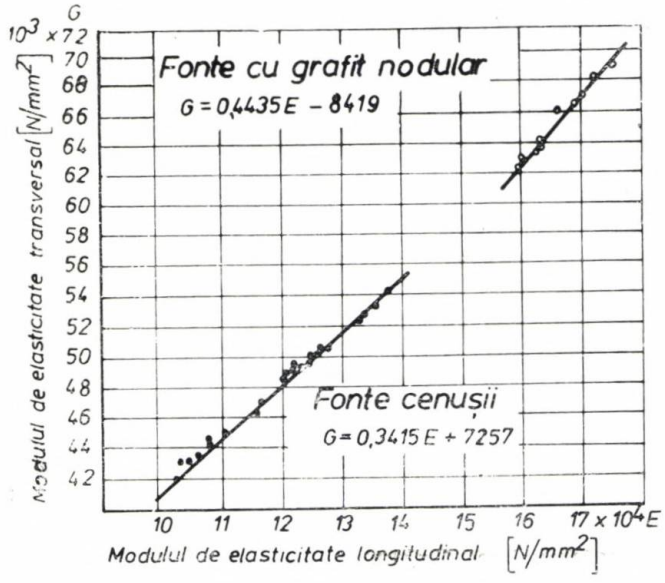


Fig. 3. Dependența dintre modulul de elasticitate transversal și modulul de elasticitate longitudinal.

mici față de dreptele de regresie stabilite. Modulul de elasticitate longitudinal a fost determinat tot prin metode dinamice cu o precizie ridicată și anume prin vibrații longitudinale și de încovoiere [1], [2].

Legătura dintre E și G poate fi stabilită și prin intermediul coeficientului lui Poisson μ:

$$\mu = \frac{E}{2\,G} - 1. \qquad (14)$$

Întrucît în practica calculelor de rezistență este utilă cunoașterea coeficientului lui Poisson funcție de rezistența la rupere, în figura 4 a fost reprezentată această dependență.

În figura 5 este prezentată pentru fontele cenușii, variația coeficientului lui Poisson funcție de suprafața ocupată de grafit. La un

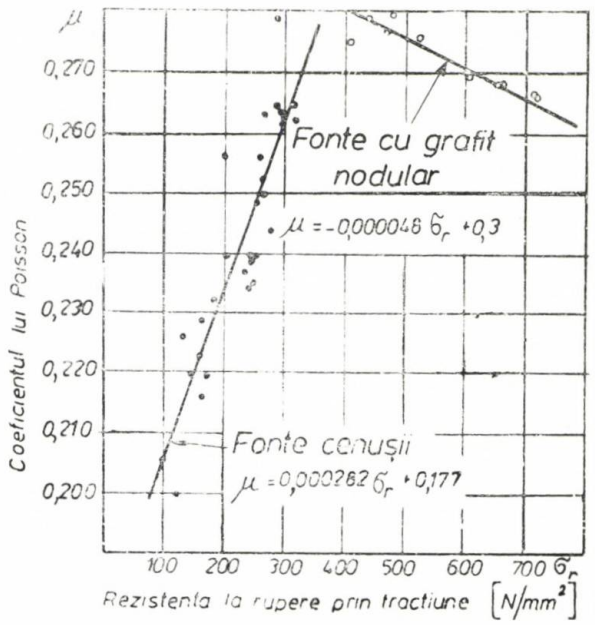


Fig. 4. Dependența dintre coeficientul lui Poisson și rezistența la rupere prin tracțiune.

conținut mic de grafit μ are valori apropiate de cele ale oțelului și anume pînă la 0,28, iar la fontele cenușii cu un conținut ridicat de grafit valorile lui μ scad pînă la 0,20. Suprafața ocupată de grafit din abscisa figurii 5 a fost determinată cu ajutorul microscopu-

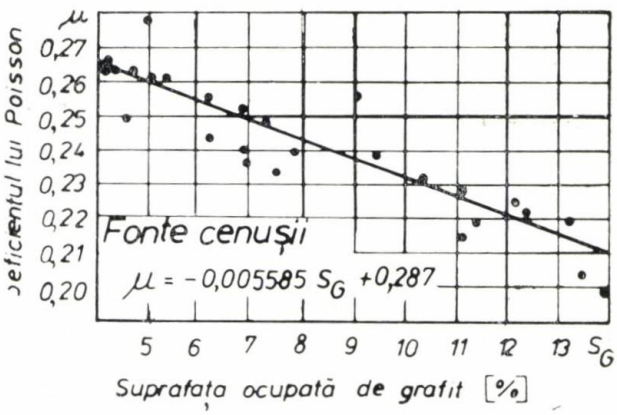


Fig. 5. Dependența coeficientului lui Poisson de suprafața ocupată de grafit la fontele cenușii.

lui Quantimet lucrîndu-se la o mărire de 100 x. S-a studiat distribuția grafitului pe o suprafață totală de 2 x 40 mm².

Revenind la figura 4 se observă că la fontele cu grafit nodular μ variază între limite mai strînse și anume între 0,266 și 0,283 cu tendința de scădere odată cu creșterea rezistenței la tracțiune. Creșterea rezistenței la

tracțiune este însă determinată de creșterea cantității de perlită din structură (fig. 6) în dauna suprafeței feritei, respectiv a grafitului.

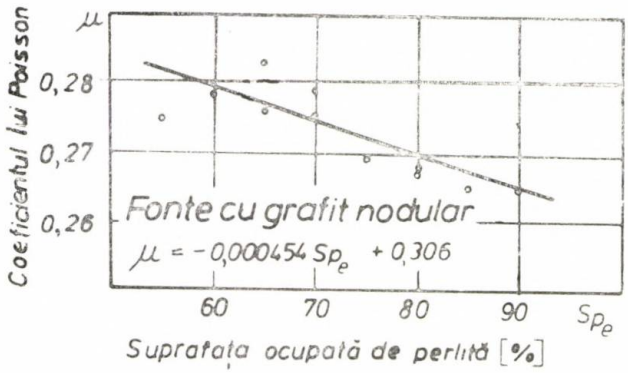


Fig. 6. Dependența coeficientului lui Poisson de suprafața ocupată de perlită la fontele cu grafit nodular.

În figura 7 se prezintă legătura ce există între decrementul logaritmic δ_t determinat din torsiune și rezistența la rupere prin tracțiune σ_r Rezultatele obținute au permis trasarea unei parabole pe care se înscriu fontele cenușii cît și cele cu grafit nodular.

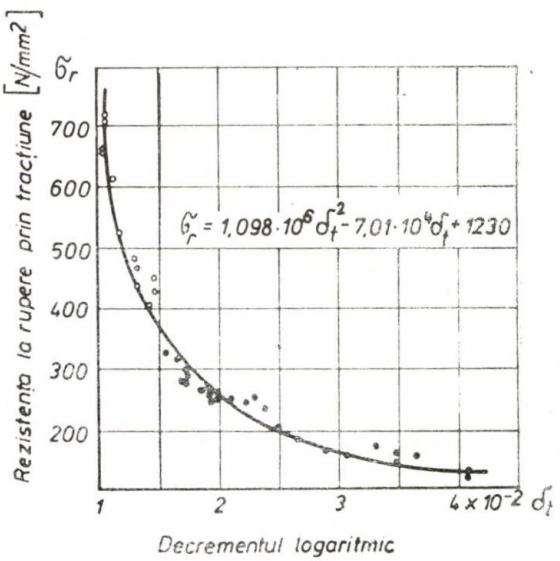


Fig. 7. Dependența dintre rezistența la rupere prin tracțiune și decrementul logaritmic determinat din încercări cu vibrații de torsiune.

Se observă că în cazul fontelor cu grafit nodular și a celor cenușii cu rezistența la rupere ridicată decrementul logaritmic are valori mici. Acest lucru se datorește formei sferice a incluziunilor de grafit la fontele cu grafit nodular și cantități mici de grafit la fontele cenușii.

În urma efectuării calculului erorilor s-a constatat că abaterile maxime rezultate din erorile de măsurare sînt sub 2%.

Concluzii

A. Utilizîndu-se metoda pendulului de torsiune s-au determinat modulul de elasticitate transversal G, coeficientul lui Poisson μ și decrementul logaritmic δ_t la fonte cu grafit nodular și fonte cenușii.

B. Metoda dinamică a pendulului de torsiune permite determinări cu precizie ridicată.

C. Pe baza rezultatelor obținute au fost stabilite cu ajutorul calculatorului numeric ecuațiile de regresie care arată dependența dintre diferitele mărimi determinate. Astfel s-a stabilit pentru prima dată dependența care există între modulul de elasticitate transversal, coeficientul lui Poisson și rezistența la rupere prin tracțiune; de asemenea legătura ce există între microstructură și coeficientul lui Poisson.

D. Datele obținute în această lucrare completează literatura de specialitate existentă, putînd fi utilizate la dimensionări corecte ale pieselor din fontă și la aprecieri mai exacte ale deformărilor pieselor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Dîmboiu, E., Tudoran, P., Luca, V., Brenndörfer, D., Bidian, D.:* Determinarea proprietăților elastice și mecanice ale fontelor cenușii și cu grafit nodular prin încercări cu vibrații longitudinale forțate. Metalurgia, nr. 10, 1977, pag. 520—525.

[2] *Tudoran, P., Dîmboiu, E., Luca, V., Bidian, D., Brenndörfer, D.:* Determinarea proprietăților elastice și mecanice ale fontelor cenușii și cu grafit nodular prin încercări cu vibrații de încovoiere forțate. Conferința tehnico-științifică „Tehnologii și utilaje noi pentru prelucrări la cald", Universitatea din Brașov, 21—22 octombrie 1977.

[3] *Dîmboiu, E., Florea, R.:* Determinarea modulului de elasticitate transversal la fontele cenușii. Metalurgia, Nr. 3, 1969, pag. 162—164.

[4] *Brenndörfer, D., Dîmboiu, E., Florea, R.:* Determinarea modulului de elasticitate transversal în cazul vibrațiilor de torsiune în lemn. Industria lemnului, nr. 12, 1973, pag. 495—502.

[5] *Cișman, A., Rothenstein, B., Policec, A.:* Fenomene fizice în metale feromagnetice solicitate. Editura Academiei R.S.R., București, 1968.

Recenzii

TRUSCULESCU M.: **Studiul metalelor,** Editura Didactică și Pedagogică București, 1977.

Dezvoltarea intensă a industriei constructoare de mașini a dus la utilizarea, în cantități tot mai mari, a metalelor și a aliajelor acestora. Folosirea rațională a acestor materiale este una dintre preocupările prioritare la nivelul întregii economii naționale avînd în vedere că resursele naturale sînt limitate. În acest context cercetările privind realizarea unor materiale cu caracteristici fizico-mecanice cît mai ridicate precum și studiul aprofundat al posibilităților ce le oferă materialele existente interesează un cerc tot mai larg de specialiști.

Lucrarea își propune să prezinte atît studenților cît și specialiștilor în domeniul sectoarelor calde unele noțiuni de metalurgie fizică, metode de investigare în acest domeniu, precum și informații privind tratamentul termic și termochimic al aliajelor feroase și neferoase.

În prima parte se prezintă unele noțiuni privind structura cristalină a aliajelor metalice (agregate atomice, rețele și sisteme de cristalizare, etc.) noțiuni asupra rezistenței de deformare plastică și a tenacității acestora, precum și unele metode de investigare a structurii și proprietăților mecanice, (microscopul optică și electronică, analiza cu raze penetrante, analiza magnetică, analiza termică, analiza dilatometrică și termoelectrică) arătîndu-se tipurile de investigații ce se pot realiza cu ajutorul fiecăreia dintre metode, precum și principiul de funcționare al aparatelor.

Partea a doua prezintă unele aspecte privind solidificarea metalelor și aliajelor mecanice, cu descrierea mecanismului și cineticii cristalizării și a defectelor ce apar în timpul procesului (retasură, segregație, incluziuni nemetalice etc.), precum și sisteme de aliaje și diagrame de echilibru ale aliajelor binare și polinare cu o accentuare asupra aliajelor fier carbon și a diagramelor acestora arătîndu-se și influența unor elemente însoțitoare și în aliere asupra proprietăților fizico-mecanice ale acestor aliaje. Tot în această parte (cap. 9) se descriu principalele tipuri de tratamente termice, termo-chimice și termomecanice ce se aplică oțelurilor și fontelor (recoacere, călire și revenire, carburare, nitrurare etc.), prezentîndu-se unele date practice privind alegerea corectă a parametrilor tehnologici.

Clasificarea, simbolizarea și tratamentele termice pentru cîteva grupe importante de oțeluri sînt prezentate în partea a patra. Astfel se prezintă oțelurile carbon (de uz general, de calitate, de scule), oțelurile aliate cu influența unor elemente de aliere asupra caracteristicilor mecanice, oțeluri aliate de scule, oțeluri rezistente la coroziune și refractare etc., la toate acestea prezentîndu-se atît compoziția chimică cît și tratamentele termice ce se aplică precum și caracteristicile mecanice generale ce se obțin.

Ultima parte este destinată aliajelor neferoase, prezentîndu-se atît diagrame de echilibru și structuri caracteristice cît și tratamente termice ce se pot aplica la aliaje de cupru (alame și bronzuri, aliaje cupru-nichel, cupru-aluminiu, aluminiu-cupru, aluminiu-siliciu, aluminiu-magneziu, duraluminiu) și alte aliaje neferoase (aliaje magneziu-aluminiu, magneziu-zinc, zinc-aluminiu, aliaje antifricțiune).

Prin datele teoretice și practice lucrarea este un prețios îndrumar pentru studenți, ea putînd fi utilizată și de specialiști din atelierele de tratamente termice, precum și cercetătorii din acest domeniu. Lucrarea se remarcă și printr-o redactare și tipărire îngrijită, prin lipsă de greșeli și o bună claritate a materialului grafic.

CIOCLOV, D.: **Mecanica ruperii materialelor,** Editura Academiei R.S.R., București, 1977, 380 p.

Tendința actuală de creștere a performanțelor determină o severitate deosebită a condițiilor de solicitare pentru elementele metalice ale unei construcții tehnice. Dimensionarea acestor elemente reale cu ajutorul unor criterii de rezistență clasice — în ipoteza unor materiale ideale, omogene și fără defecte — conduce la erori însemnate și în unele cazuri chiar la rezultate complet greșite.

Acolo unde ruperea catastrofală, dar nu numai acolo, ar avea ca rezultat deteriorarea unui sistem întreg se impune utilizarea conceptelor de mecanica ruperii materialelor reale — o disciplină relativ nouă care se fundamentează pe metode din mecanica mediilor deformabile (teoria elasticității, plasticității ș.a.), fizica solidului (teoria dislocațiilor ș.a.) știința experimentării, rezistența materialelor, teoria fiabilității etc.

Pe linia aceasta se înscrie lucrarea dr. ing. DRAGOȘ CIOCLOV, care își propune să ilustreze momentul actual al dezvoltării mecanicii ruperii materialelor prin prezentarea unor teorii devenite clasice, ca și a acelor modele experimentale în primă formare printre care autorul are numeroase contribuții originale.

Primul capitol al lucrării tratează relația între eforturi și deformații în regim static și în domeniu elastic, definind noțiunea de fisură cu ajutorul elementelor de elastistatică plană. Mediile cu fisuri sînt analizate din punct de vedere al cîmpului de tensiune în capitolul următor, luînd în considerare numeroase metode pentru determinarea factorului de intensitate al tensiunii. Se dau soluții în cazurile fisurilor în plăci plane încovoiate și în plăci curbe subțiri.

Următoarele capitole se ocupă de fisuri în corpuri elastice tridimensionale și în medii elastoplastice în tendința de a oferi concepte teoretice în cazuri apropiate de cele reale. În continuare se face o prezentare a bazelor fizice și a criteriilor fenomenologice ale rezistenței materialelor considerînd materiale reale — deformabile, cu fisuri și defecte — pentru ca în capitolul următor să se prezinte metodele experimentale ale mecanicii ruperii.

Sînt analizate atît încercările rezistenței la propagarea fisurilor cît și pentru capacitatea de inhibare a propagării fisurilor sau încercările de determinare a energiei superficiale a solidelor.

Un capitol important este cel al factorilor care influențează caracteristicile de tenacitate a materialelor date esențiale pentru aplicarea conceptelor mecanicii ruperii. Sînt analizați factorii de material pentru o gamă largă de materiale, natura solicitării, influența predeformării, a temperaturii, a geometriei și concentratorului de tensiune.

De remarcat, tratarea influenței mediilor active si a iradierii asupra fenomenelor ruperii — manifestări periculoase printre care sînt fisurarea corozivă sub tensiune, fragilizarea prin hidrogen, fragilizarea prin metale lichide și propagarea fisurilor sub sarcină activă în medii corozive — concepte care aduc elemente noi de calcul în dimensionarea construcțiilor chimice, în turnătorii, în centrale nucleare ș.a.

Un domeniu tratat și într-o lucrare anterioară a autorului: **(Rezistența și fiabilitatea la solicitări variabile,** Ed. „Facla" Timișoara, 1975), lucrare recent laureată cu premiul „Aurel Vlaicu" al Academiei R.S.R., este propagarea fisurilor sub acțiunea solicitărilor variabile în care sînt adunate relațiile mai importante empirice și semiempirice sau cele bazate pe modele de comportare care corelează fenomenul propagării fisurii, factorii de influență în propagare și analiză solicitărilor cu variație complexă.

Capitolul de cel mai larg interes este cel al aspectelor aplicative ale mecanicii ruperii materialelor care analizează fiabilitatea construcțiilor tehnice în baza conceptelor de mecanica ruperii, în cazul solicitărilor singulare, în condițiile propagării subcritice a fisurilor și a defectelor admisibile.

Lucrarea se încheie cu o sistematizare a relațiilor pentru determinarea factorului de intensitate al tensiunii în corpuri plane, în plăci curbe subțiri și bare și o bibliografie impresionantă de peste 800 de titluri.

Pentru etapa actuală de promovare a tehnicilor moderne la noi în țară, lucrarea „Mecanica ruperii materialelor" este o apariție remarcabilă prin nivelul înalt al tratării științifice al contribuției originale și al ariei largi de interes.

SUMAR ANUAL PE PROBLEME

Anul 29, 1977

PROBLEME DE TURNĂTORIE

Fülop, A., Istvan, F.: Aplicarea miezurilor ceramice în turnarea de precizie cu modele ușor fuzibile. 11/554

Tripșa, I.: Contribuția cercetării științifice și a ingineriei tehnologice la reducerea consumului de metal. 10/489

Bogoiavlenskii, K. N., Ris, V. V., Aliev, I. S., Belostoțkii, Iu. G.: Experimentări ale unor metode avansate de matrițare volumetrică la rece. 10/491

Drăgan, I., Dragoș, E.: Unele aspecte cu privire la aprecierea deformabilității la rece a oțelurilor. 10/494

Ali, S.M.J.: Cercetări privind uzura matrițelor de deformare plastică cu energii înalte. 10/493

Georgescu-Cocoș, St.: Elaborarea pe calculator de tehnologii de forjare liberă a axelor în trepte. 10/502

Popescu, A. V., Ganovici, I.: Influența parametrilor tehnologici de extruziune asupra conductivității electrice a produselor extrudate din aliaje de aluminiu. 10/504

Bălțatu, M.: Optimizarea schemei de forjare a unor piese mari din aliaje de aluminiu cu plasticitate relativ scăzută. 10/506

Tureac, I., Hurdu, D.: Contribuții la studiul rigidității preselor mecanice de tip deschis. 10/517

Bojița, M.: Încălzirea electrică inductivă a metalelor în vederea deformării lor la cald. 10/517

Ghizdavu, V.: Experimentări privind parametrii de lucru la ambutisarea prin explozii. 10/522

Mălureanu, I.: Experimentări privind influența vitezei de deformare asupra neuniformității deformației la cald a unor oțeluri-carbon. 10/528

Dumitraș, C., Lupșa, D.: Contribuții privind calculul modulului canalelor „T" ale plăcilor de bază și de cap în construcția de stanțe și matrițe din elemente modulate. 10/530

Atanasiu, N., Teodosiu, C.: Cercetări privind deformabilitatea unor aliaje de aluminiu determinată cu ajutorul încercării la răsucire. 10/534

CERCETĂRI ÎN DOMENIUL TRATAMENTELOR TERMICE

Drugă, L., Pantea, V.: Aplicarea stratului fluidizat la tratamente termice. 5/209

Geru, N., Dulămiță, T., Ursache, M., Chircă, D., Marin, M., Cincă, Lucia, Goraș, Georgeta, Bolgiu, Maria: Caracteristicile tehnologice și de exploatare ale unui oțel ferito-perlitic aliat cu crom, nichel, molibden și mangan, destinat pieselor grele forjate. 5/212

Pascu, D., Ștefan, D.: Aplicarea tratamentelor termice de detensionare la construcțiile sudate. 5/217

Giacomelli, I., Drugă, L.: Influența sulfocianurării asupra rezistenței la uzură a sculelor din oțel rapid. 5/222

Florian, E.: Reglarea și controlul potențialelor de carbon și azot la carbonitrurarea gazoasă în endogaz cu adaos de amoniac. 5/226

Cosmin, Eva: Metode de analiză a băilor de săruri pentru tratamente termochimice și unele considerațiuni asupra acestora. 5/230

Kolozsvary, Z.: Carbonitrurarea la temperaturi joase reduce costurile materiale. 5/234

Petruț, Lucia, Diaconu, D., Wingert, Helga, Pomacu, M.: Influența călirii izoterme asupra rezistenței la uzare abrazivă a oțelurilor 50, VCM, VM 18, 65 M 10. 5/236

Trăistaru, C., Ionescu, D.: Unele aspecte ale tratamentului termic al barelor de torsiune. 5/242

Ursache, M.: Cercetări privind influența tratamentelor termice asupra proprietăților magnetice ale unor aliaje din sistemul A-Mn-Cu. 5/246

Ivașcanu, St., Ionescu, P., Georgescu, O.: Influența conținutului de ferită (±8%) din oțelurile austenitice sudate asupra susceptibilității la coroziune în unele medii organice. 5/252

Geru, N., Florian, E., Ursache, M.: Reducerea consumului de metal, la prelucrarea prin așchiere, prin aplicarea tratamentelor termice. 11/558

PROBLEME DE SUDARE

Hrelescu, M., Pascu, R.: Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 13 CrMo44. 8/377

Safta, V., Morariu, St.: Examinarea cauzelor degradării unui recipient sferic. 8/381

Kiesche, M.: Sudarea WIG automată a pieselor de dimensiuni mici. 8/386

Seidel, J.: Eficiența aplicării procedeelor de sudare cu plasmă, cu arc rotitor și cu electrogaz. 8/388

Lipa, M.: Condiții speciale la sudarea prin topire intermediară a țevilor care intră în construcția pereților membrană. 8/392

Rațiu, M., Schultz, T.: Analiza fiabilității previzionale a sudurilor de la cadrele de boghiuri de cale ferată. 8/396

Schuld, F., Unguru, I.: Determinarea mărimii defectului echivalent la examinarea ultrasonică prin metoda în tandem a îmbinărilor sudate de grosime mare. 8/402

Dehelean, D. M., Pascu Mihaela-Luminița: Sudarea cu fasciculul de electroni a carcasei-sincron pe pinionul vitezei a II-a de la autoturismul ARO-240. 8/406

Surgean, I., Radivoi, D., Panaitescu, R.: Cercetări privind elaborarea fluxului ceramic pentru sudarea cu mai multe arce. 8/411

Vaș, A.: Considerații asupra posibilităților de creștere a energiei la tăierea cu arc de plasmă. 8/415

Schultz, R.: Tehnologii de sudare productive aplicate la construcția cazanelor și rezervoarelor. 8/423

Vaș, A., Neamțu, Maria: Cercetări privind tăierea cu plasmă de aer a oțelurilor-carbon. 8/426

Sălăgean, T.: Eficiența producției de structuri sudate. 9/429

Hrelescu M., Pascu, R.: Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 22 NiMoCr 37. 9/434

Albu, A.: Programator electronic de timp și de curent tip 6 L P 5 pentru echipamente de sudare prin presiune în linie și în puncte. 9/440

Panaitescu, S.: Aplicarea analizei valorii la dispozitivul de avans sîrmă al semiautomatului de sudare SACO-2. 9/443

Surgean, I., Bär, F.: Cercetări privind elaborarea electrozilor de sudare și tăiere sub apă. 9/450

Cioclov, D.: Un criteriu pentru evaluarea rezistenței materialelor la solicitări variabile complexe. 9/453

Jianu, S., Dușan, M.: Cercetări privind dependența aderenței straturilor depuse prin materializarea cu plasmă de pregătirea în prealabil a suprafeței acoperite. 9/457

Varga, L., Lazăr, M., Pascu, R., Eichert, R.: Cercetări privind determinarea conținutului de austenită reziduală în oțelurile refractare sudabile, tratate termic. 9/461

Filip, I., Baicu, Ștefania: Considerații asupra comportării la oboseală a oțelurilor maraging îmbătrînite și durificate superficial. 9/466

Sala, F., Balaton, Z.: Posibilități de realizare a îmbinărilor sudate prin difuzie la aliajele de zirconiu. 9/471

Zavulan, G., Mucsy, G.: Sudarea automată a tijei amortizorului „DACIA 1300" cu talerul limitator. 9/476

Schulz, T.: Considerații privind realizarea captoarelor dinamometrice de mare capacitate. 9/480

Cioclov, D., Sala, F., Balaton, Z.: Influența tehnologiei asupra contracției transversale a îmbinărilor sudate cap la cap. 11/576

TEHNOLOGII NECONVENȚIONALE DE PRELUCRARE A METALELOR

Roman, I.: Tehnologiile neconvenționale în prezent și perspectiva dezvoltării lor în viitor. 2—3/69

1. PRELUCRAREA ELECTROCHIMICĂ

Gogoașă, I., Popa, E., Simion, F. P.: Dependența proiectării procesului tehnologic de prelucrare electrochimică, de caracteristicile și performanțele mașinii. 2—3/78

Iliescu C-tin: Contribuții privind tehnica și tehnologia de aplicare a procedeului de debavurare și rotunjire electrochimică a muchiilor. 2—3/85

Nanu, A., Falniță, E., Mirică, M.: Influențe ale electrolitului la pasivizarea anodică a carburilor de wolfram pentru prelucrarea prin eroziune electrochimică. 2—3/89

Falniță, E.: Stadiul actual, performanțele și perspectivele prelucrării prin eroziune electrochimică cu depasivizare abrazivă. 2—3/91

Năstase, D., Berlea, T.: Contribuții la cercetările privind utilizarea fenomenului de pasivizare anodică în prelucrarea electrochimică a metalelor. 2—3/96

Mincă, M.: Înlăturarea pasivizării anodului la prelucrarea electrochimică. 2—3/100

Popa, E., Simion, F. P.: Prelucrarea electrochimică a metalelor. Aspecte ale procesului tehnologic de prelucrare electrochimică. 2—3/105

Ristea, Iolanda: Unele aspecte privind tehnologia de finisare electrochimică în construcția de mașini. 2—3/113

2. PRELUCRAREA PRIN ELECTROEROZIUNE

Nanu, D.: Considerații asupra funcțiilor sistemului de lichid dielectric al mașinilor de prelucrare dimensională prin eroziune electrică. 2—3/118

König-Georgescu, Liliana, Dimitriu, N.: Tehnologii de fabricare a electrozilor pentru electroeroziune. 2—3/121

Sontea, S., Drăgan, Gh., Dimitriu, N.: Considerații cu privire la calitatea tehnico-economică a electrozilor folosiți la prelucrarea prin electroeroziune. 2—3/126

Sontea, S., Mangra, M.: Studii asupra suprafețelor obținute prin prelucrări electroerozive. 2—3/131

3. PRELUCRAREA CU ULTRASUNETE

Drimer, D., Amza, Gh.: Cercetări privind prelucrarea suprafețelor materialelor metalice cu ajutorul energiei ultrasonice. 2—3/135

Atanasiu, N., Amza, Gh., Radu, C.: Calculul și proiectarea profilului optim al concentratoarelor ultrasonice 2—3/137

Atanasiu, N., Ivan, A.: Mărirea productivității prelucrării cu ultrasunete în condiții de suprapresiune în spațiul de lucru. 2—3/143

4. PRELUCRAREA CU LASER

Geogloman, Rodica, Romak, C.: Utilizarea laserului în prelucrarea materialelor. 2—3/148

TEHNOLOGII ȘI METODE DE ÎNCERCARE A MAȘINILOR-UNELTE

Badea, V., Rusu, St.: Influența parametrilor tehnologici principali asupra rugozității suprafeței prelucrate prin supranetezire cu banda abrazivă. 12/617

Verzea, D.: Unele rezultate privind influența mărimii jocurilor din ajustaje și a momentului de strîngere a suportului port-scule asupra stabilității la vibrații autoexcitate a unui strung paralel cu ∅ 400 mm. 12/623

Sandu, A., Benea, C.: Comportarea termică a mașinilor-unelte și mijloace de diminuare a deformațiilor termice. 12/625

Duca, M., Ursu, I., Drăgan, V., Tepeș, N.: Analiza ecuațiilor de curgere prin sertarele sistemelor de urmărire hidrostatice. 12/630

Mihăiescu, B., Medar, S., Trică, V.: Cercetări privind instalațiile pentru vehicularea și epurarea lichidelor de răcire-ungere la mașinile-unelte. 12/634

Ionescu, A., Paraschiv, I.: Metodă de determinare a indicatorilor de fiabilitate previzională-experimentală, prin încercări în regim forțat sau accelerat. 12/638

CALCULATORUL ÎN CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

Ioniță, T.: Studiul angrenajelor simple și planetare cu dinți drepți și profil în evolventă cu ajutorul calculatorului FELIX C-256. 6/313

Pereș, Gh., Popescu, S., Năstăsoiu, St., Ioniță, T., Olteanu, C.: Cercetarea cu ajutorul calculatorului Felix C-256, a solicitărilor dinamice din transmisia autocamionului ROMAN 8135-F. 11/535

Raicu, A,. Stănescu C.: Proiectarea cu ajutorul calculatorului electronic FELIX C-256, a camelor-disc utilizate la strungurile automate monoax. 11/540

Stepan, A., Amuza, R.: Model matematic de programare și urmărire a producției pe calculator. 11/544

Munteanu, M., Balint, Z.: Asupra plăcii infinite cu mai multe găuri, încărcate prin intermediul bolțurilor, în regim elastic și elastoplastic. 11/547

SCULE AȘCHIETOARE

Tache, V., Vlase, A.: Cu privire la determinarea durabilității sculelor aschietoare la strungurile cu turație în trepte. 12/589

Elekeș, C.: Considerații privind proiectarea sculelor pentru găuri adînci (fără recuperarea miezului) sistem COROMANT. 12/591

Drăghici, G., Ivan, V. N.: Programarea liniară mai bună ca programarea convexă în unele cazuri de determinare a parametrilor optimi de exploatare a sculelor. 12/598

Oancea, N., Tîru, E., Irimia, L.: Profilul cuțitelor-roată pentru strunjirea șuruburilor cu bile. 12/601

Elekeș, C.: Generalizarea metodei grafo-analitice pentru evitarea interferenței radiale la danturarea interioară. 12/604

Calea, Gh.: Determinarea unghiului optim de degajare la cuțitele-roată standardizate. 12/610

Dorin, Al.: Particularitățile sculelor aschietoare folosite la mașinile-unelte cu comandă numerică. 12/614

Miulescu, P.: Influența procedeului și a sculei de danturare asupra factorului de formă la calculul de rezistență al angrenajelor cilindrice. 11/561

Constantin, F.: Considerații privind un nou procedeu și sculă pentru obținerea rotorului distribuitor prin injecția bachelitei. 11/563

STUDII ȘI CERCETĂRI ÎN DOMENIUL MECANICII FINE

1. MECANISME ȘI ELEMENTE CONSTRUCTIVE DE MECANICĂ FINĂ

Demian, Tr., Tudor, D., Spineanu, U.: Asupra comportării tribologice a lagărelor cu suprafețe sferice de dimensiuni mici pentru contoarele electrice. 4/161

Stoica, V.: Lagăre elastice autotermo-compensate. 4/166

Gheorghe, Gh., Ciocîrlea, A., Palade, D.: Cercetări privind problema lagărelor din pietre sintetice în construcția aparatelor de măsurare de tip comparator de precizie indicată. 4/169

Curatu, E.: Sinteza mecanismelor cu camă și tachet oscilant. 4/173

Ionescu-Muscel, Silvia: Metoda grafo-analitică de calcul al arcului motor al unor mecanisme de mecanică fină. 4/176

Popescu, I.: Metoda de sinteză analitică a mecanismului bielă-manivelă pentru poziții asociate impuse. 4/181

Andersen, B. V., Banu, V.: Calculul circuitelor pneumatice cu rezistențe în serie 4/184

Crăciunoiu, C.: Contribuții privind perfecționarea variatoarelor prin impulsuri. 4/191

2. METODE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL

Dodoc, P.: Concepții noi privind măsurarea diametrului. 4/194

Popescu, O.: Aspecte ale măsurării dinamice a lungimilor. 4/198

Antonescu, Simona, Constantinescu, I.: Metodologie privind controlul profilului evolventic al roților dințate 4/203

3. APARATAJ DE CONTROL

Ieremiciu, T.: Unele considerații privind dimensionarea barelor de calibrare pentru traductoare extensometrice rezistive. 11/567

Klein, D.: Traductor de cuplu cu mărci tensometrice. 11/571

CONSTRUCȚIA DE UTILAJE TEHNOLOGICE PENTRU INDUSTRIA CHIMICĂ

Renert, M., Muscan, A.: Probleme de fiabilitate a utilajului tehnologic pentru industria chimică. 1/1

Popescu, V., Icana Ion: Realizări în tipizarea, codificarea și programarea activității de proiectare. 1/4

Tănase, V., Pavel, A.: Calculul automat al îmbinărilor prin mandrinare. 1/8

Tănase, V., Pavel, A.: Asupra mecanicii fasciculelor tubulare de tip rigid. 1/23

Iatan, R., Videa, E., Marinescu, Camelia: Contribuții la calculul de rezistență a mantalelor de încălzire ale recipientelor cilindrice sub presiune. 1/28

Iordache, Gh., Iatan, R., Gabriela, Nucă: Calculul agrafelor simple utilizate la îmbinarea cu flanșe a recipientelor sub presiune. 1/33

Pavel, A., Săndulescu, D.: Rezolvarea analitică a problemei recipientelor de compensare ale standurilor pentru încercarea pneumatică a aparaturii tehnologice. 1/40

Olteanu, I., Tudor, I., Mărculescu, C., Popescu, Ana: Considerații asupra proiectării și execuției în țară a unor compensatoare lenticulare executate în construcție multistrat. 1/45

Popescu I.: Starea de deformații și de eforturi unitare în fundurile elipsoidale ale recipientelor sub presiune privite prin prisma unor măsurări electrotensometrice. 1/50

Stoica, M.: Reglarea, ajustarea și funcționarea poziționerelor pe robinetele de reglare cu ventil și cu clapă. 1/57

Slătineanu, R.: Tendințe moderne în utilizarea materialelor metalice folosite în construcția utilajelor tehnologice pentru industria chimică. 1/62

STUDII ȘI CERCETĂRI ÎN DOMENIUL AUTOVEHICULELOR ȘI TRACTOARELOR

1. AUTOVEHICULE

Bucur, C.: Realizări ale I.C.P.A.T. în 10 ani de activitate. 6/265

Stanciu, I.: Calculul temperaturii discurilor ambreiajelor cu cuplare sub sarcină. 6/270

Petrescu, N., Popescu, B.: Culegerea datelor pentru încercările simulative și stabilirea regimurilor de încercare. 6/276

Mazilu, A.: Considerații privind eficiența exploatării autobasculantelor grele. 6/283

Petrescu, N., Stanciu, I., Popescu, Rodica: Optimizarea soluției constructive a unei punți sudate prin încercări simulative pe banc. 6/287

Vlădăreanu, V., Pîrlea, Georgeta, Vasu, O.: Aspecte ale cercetării aplicative privind zgomotul și vibrațiile la autocamioanele fabricate de I.A. Brașov. 6/291

Furțuc, N.: Aparat pentru măsurarea gravimetrică a consumului de combustibil, realizat la I.C.P.A.T. Brașov. 6/295

Olteanu, C.: Contribuții la calculul presiunii de contact la dinții angrenajelor 6/298

Alexandrescu, Petra: Filtre de aer pentru motoare de autovehicule. 6/302

Cursaru, I.: Determinarea factorului de amplificare a perturbațiilor și influența lui asupra stabilității autovehiculelor, în raport cu diferiți parametri ai acestora în mișcare. 7/321

Stoicescu, A.: Aplicarea teoriei similitudinii la determinarea unor parametri dimensionali, masici și de consum ai automobilelor. 7/327

Vărzescu, V., Văiteanu, D.: Influența transmisiilor automate asupra dinamicității și economicității automobilelor. 7/331

Coșereanu, I., Deutsch, I., Olariu, V., Enache, I., Tölgyes, L.: Studiu experimental asupra amortizorului cu pernă de aer. 7/337

Ciobanu, M.: Modelarea cutiilor de viteză, planetare (p. I). 7/343

Doboșan, V., Cașcaval, N., Ungar, R., Irimescu, I.: Realizarea saboților de autocamion prin sudarea în găuri, automatizată. 7/347

Rugină, I., Paven, H.: Combaterea vibrațiilor structurale cu ajutorul materialelor vîscoelastice. 7/352

2. TRACTOARE

Teutsch, U.: Probleme de stabilitate la tractoarele cu șasiu articulat. 6/307

Petrescu, N.: Metodă pentru aprecierea calității suspensiei scaunelor pentru autovehicule și tractoare. 7/356

Popescu, S.: Contribuții la cercetarea sarcinilor dinamice în transmisia tractoarelor pe roți în procesul pornirii din loc și demarării. 7/360

Năstăsoiu, S.: Neconcordanța cinematică în sistemul de rulare la virajul tractoarelor pe roți 4 x 4 și influența ei asupra mecanicii acestor tractoare. 7/365

Jula, A., Alexandru, P.: Sistematizarea calculului cinematic al mecanismelor de direcție planetare ale vehiculelor pe șenile cu ajutorul schemelor bloc. 7/371

Sbîrcea, R.: TIH-445 rezultat al colaborării tehnice dintre R.S. România și R.D. Germană (tractor încărcător hidraulic). 11/583

RECENZII

Dinu, I., Staicu, C.I.: Analiza dimensională generală. Editura tehnică, București, 1976. 4/207

Drugă, L., Dulămiță, T.: Producerea și utilizarea atmosferelor controlate pentru tratamente termice. Editura tehnică, București, 1976. 5/263

Dumitru, T., Spineanu, Ulm, Traian Demian: Elemente constructive de mecanică fină. Editura didactică și pedagogică, București, 1976. 6/319

Pantea, V., Lahtin, Iu., M., Kogan, D.Ia.: Azotirovanie Stali (Nitrurarea oțelului) Mașinostroenie, Moscova, 1976. 9/488

MANIFESTĂRI ȘTIINȚIFICE

Kolozsváry, Z.: A XVI-a Conferința Internațională de tratamente termice. 5/264

TÎRGURI ȘI EXPOZIȚII

* * *: Tîrguri și expoziții. 2—3/157

Tîrgul de toamnă de la Leipzig 9/486

* * *: Sumar anual pe autori. 2—3/150

INDEX ALFABETIC PE AUTORI

Construcția de mașini, anul 29, 1977

A

Albu, A.: nr. 9, p. 440
Alexandrescu, Petra: nr. 6, p. 302
Alexandru, P. nr. 7, p. 371
Ali, S.M.J.: nr. 10, p. 498
Aliev, I.S.: nr. 10, p. 491
Amuza, R.: nr. 11, p. 544
Amza, Gh.: nr. 2—3, p. 135, p. 137
Andersen, B.V.: nr. 4, p. 184
Antonescu, Simona: nr. 4, p. 203
Atanasiu, M.: nr. 2—3, p. 137, p. 143; nr. 10, p. 534

B

Badea, V.: nr. 12, p. 617
Baicu, Ștefania: nr. 9, p. 466
Balaton, Z.: nr. 9, p. 471; nr. 11, p. 576
Balint, Z.: nr. 11, p. 547
Bălțatu, M.: nr. 10, p. 506
Banu, V.: nr. 4, p. 184
Bär, F.: nr. 9, p. 450
Belostoțkii, Iu.G.: nr. 10, p. 491
Benea, C.: nr. 12, p. 625
Berlea, T.: nr. 2—3, p. 100
Bogoiavlenskii, K.N.: nr. 10, p. 491
Bojiță, M.: nr. 10, p. 517
Bolgiu, Maria: nr. 5, p. 212
Bucur, C.: nr. 6, p. 265

C

Calea, Gh.: nr. 12, p. 610
Cașcaval, N.: nr. 7, p. 347
Chirică, D.: nr. 5, p. 212
Cincă, Lucia: nr. 5, p. 212
Ciobanu, M.: nr. 7, p. 343
Cioclov, O.: nr. 9, p. 453; nr. 11, p. 576
Ciocîrlea, A.: nr. 4, p. 169
Constantin, F.: nr. 11, p. 563
Constantinescu, I.: nr. 4, p. 203
Cosmin, Eva: nr. 5, p. 230
Coșereanu, I.: nr. 7, p. 337
Crăciunoiu, C.: nr. 4, p. 191
Curatu, E.: nr. 4, p. 173
Cursaru, I.: nr. 7, p. 321

D

Dehelean, D.M.: nr. 8, p. 406
Demian, T.: nr. 4, p. 161
Deutsch, I.: nr. 7, p. 337
Diaconu, D.: nr. 5, p. 236
Dimitriu, N.: nr. 2—3, p. 121, p. 126
Dinu, I.: nr. 4, p. 207
Doboșan, V.: nr. 7, p. 347
Dodoc, P.: nr. 4, p. 194
Dorin, Al.: nr. 12, p. 614
Dragoș, E.: nr. 10, p. 494
Drăgan, I.: nr. 10, p. 494
Drăgan, G.: nr. 2—3, p. 126
Drăghici, G.: nr. 12, p. 598
Drăgan, V.: nr. 12, p. 630
Drimer, D.: nr. 2—3, p. 135
Drugă, L.: nr. 5, p. 209, p. 222, p. 263
Duca, M.: nr. 12, p. 630
Dulămiță, T.: nr. 5, p. 212
Dumitru, T.: nr. 6, p. 319
Dumitraș, C.: nr. 10, p. 530
Dușan, M.: nr. 9, p. 457

E

Eichert, R.: nr. 9, p. 461
Elekeș, C.: nr. 12, p. 591, p. 604
Enache, I.: nr. 7, p. 337

F

Falniță, E.: nr. 2—3, p. 89, p. 96
Florian, E.: nr. 5, p. 226; nr. 11, p. 558
Filip, I.: nr. 9, p. 466
Fülop, A.: nr. 11, p. 554

G

Gabriela, Nucă: nr. 1, p. 33
Ganovici, I.: nr. 10, p. 504
Geogloman, Rodica: nr. 2—3, p. 148
Georgescu, O.: nr. 5, p. 252
Georgescu-Cocoș, St.: nr. 10, p. 502
Geru, N.: nr. 5, p. 212; nr. 11, p. 558
Gheorghe, G.: nr. 4, p. 169
Ghizdavu, V.: nr. 10, p. 522
Giacomelli, I.: nr. 5, p. 222
Gogoașă, I.: nr. 2—3, p. 78
Goraș, Georgeta: nr. 5, p. 212

H

Hrelescu, M.: nr. 8, p. 377; nr. 9, p. 434
Hurdu, D.: nr. 10, p. 517

I

Iatan, R.: nr. 1, p. 28, p. 23
Ieremiciu, T.: nr. 11, p. 567
Iliescu, C.: nr. 2—3, p. 85
Ioana, I.: nr. 1, p. 4
Ionescu-Muscel, Silvia: nr. 4, p. 176
Ionescu, D.: nr. 5, p. 242
Ionescu, P.: nr. 5, p. 252
Ionescu, A.: nr. 12, p. 638
Ioniță, T.: nr. 6, p. 313; nr. 11, p. 535
Iordache, G.: nr. 1, p. 33
Irimescu, I.: nr. 7, p. 347

Irimia, L.: nr. 12, p. 601
Istvan, F.: nr. 11, p. 554
Ivan, A.: nr. 2—3, p. 143
Ivan, V.N.: nr. 12, p. 598
Ivaşcanu, S.: nr. 5, p. 252

J

Jianu, S.: nr. 9, p. 457
Jula, A.: nr. 7, p. 371

K

Kiesche, M.: nr. 8, p. 386
Klein, D.: nr. 11, p. 571
Kolozsvary, Z.: nr. 5, p. 234, p. 264
König-Georgescu, Liana: nr. 2—3, p. 121

L

Lazăr, M.: nr. 9, p. 461
Lipa, M.: nr. 8, p. 392
Lupşa, D.: nr. 10, p. 53

M

Mălureanu, I.: nr. 10, p. 528
Mangra, M.: nr. 2—3, p. 131
Marin, M.: nr. 5, p. 212
Marinescu, Camelia: nr. 1, p. 28
Mărculescu, C.: nr. 1, p. 45
Mazilu, A.: nr. 6, p. 283
Medar, S.: nr. 12, p. 634
Mihăiescu, B.: nr. 12, p. 634
Mincă, M.: nr. 2—3, p. 100
Mirică, M.: nr. 2—3, p. 89
Miulescu, P.: nr. 11, p. 561
Morariu, St.: nr. 8, p. 381
Mucsy, G.: nr. 9, p. 476
Munteanu, M.: nr. 11, p. 547
Muscan, A.: nr. 1, p. 1

N

Nanu, A.: nr. 2—3, p. 89
Nanu, D.: nr. 2—3, p. 118
Năstase, D.: nr. 2—3, p. 100
Năstăsoiu, St.: nr. 7, p. 365; nr. 11, p. 535
Neamţu, Maria: nr. 8, p. 426

O

Oancea, N.: nr. 12, p. 601
Olariu, V.: nr. 7, p. 337
Olteanu, I.: nr. 1, p. 45
Olteanu, C.: nr. 6, p. 298; nr. 11, p. 535

P

Palade, D.: nr. 4, p. 169
Panaitescu, R.: nr. 8, p. 411
Panaitescu, S.: nr. 9, p. 443
Pantea, V.: nr. 5, p. 209
Paraschiv, I.: nr. 12, p. 638
Pascu, D.: nr. 5, p. 217
Pascu, R.: nr. 8, p. 377; nr. 9, p. 434
Pascu, Mihaela-Luminiţa: nr. 8, p. 403
Pavel, A.: nr. 1, p. 8, p. 40
Paven, H.: nr. 7, p. 352
Pereş, Gh.: nr. 11, p. 535
Petrescu, N.: nr. 6, p. 276, p. 287; nr. 7, p. 356
Petruţ, Lucia: nr. 5, p. 236
Pîrlea, Georgeta: nr. 6, p. 291
Pomacu, M.: nr. 5, p. 236
Popa, E.: nr. 2—3, p. 78, p. 105
Popescu, V.: nr. 1, p. 4
Popescu, Ana: nr. 1, p. 45
Popescu, I.: nr. 1, p. 50; nr. 4, p. 181
Popescu, O.: nr. 4, p. 198
Popescu, B.: nr. 6, p. 276
Popescu, Rodica: nr. 6, p. 287
Popescu, S.: nr. 7, p. 360; nr. 11, p. 535
Popescu, A.V.: nr. 10, p. 504
Furţuc, N.: nr. 6, p. 295

R

Radivoi, D.: nr. 8, p. 411
Radu, C.: nr. 2—3, p. 137
Raicu, A.: nr. 11, p. 540
Raţiu, M.: nr. 8, p. 396
Renert, M.: nr. 1, p. 1
Ris, V.V.: nr. 10, p. 491
Ristea, Iolanda: nr. 2—3, p. 113
Romak, C.: nr. 2—3, p. 148
Roman, I.: nr. 2—3, p. 69
Rugină, I.: nr. 7, p. 352
Rusu, S.: nr. 12, p. 617

S

Safta, V.: nr. 8, p. 381
Sala, F.: nr. 9, p. 471; nr. 11, p. 576
Sălăjean, Tr.: nr. 9, p. 429
Sandu, A.: nr. 12, p. 625
Săndulescu, D.: nr. 1, p. 40
Sbîrcea, R.: nr. 11, p. 583
Schuld, F.: nr. 8, p. 402
Schultz, R.: nr. 8, p. 423
Schultz, T.: nr. 8, p. 392, p. 402; nr. 9, p. 480
Seidel, J.: nr. 8, p. 388
Simion, F.P.: nr. 2—3, p. 78, p. 105
Slătineanu, R.: nr. 1, p. 62
Spineanu, U.: nr. 4, p. 161; nr. 6, p. 319
Stanciu, I.: nr. 6, p. 270, p. 287
Stănescu, C.: nr. 11, p. 540
Stepan, A.: nr. 11, p. 544
Stoica, M.: nr. 1, p. 57
Stoica, V.: nr. 4, p. 166
Stoicescu, A.: nr. 7, p. 327
Surgean, I.: nr. 8, p. 411; nr. 9, p. 450

Ş

Şontea, S.: nr. 2—3, p. 126, p. 131
Ştefan, D.: nr. 5, p. 217

T

Tache, V.: nr. 12, p. 589
Tănase, V.: nr. 1, p. 8, p. 23
Teutsch, U.: nr. 6, p. 307
Teodosiu, C.: nr. 10, p. 534
Tölgyes, L.: nr. 7, p. 337
Trică, V.: nr. 12, p. 634
Trăistaru, C.: nr. 5, p. 242
Tripşa, I.: nr. 10, p. 489
Tudor, I.: nr. 1, p. 45
Tudor, D.: nr. 4, p. 161
Tureac, I.: nr. 10, p. 517

Ţ

Ţepeş, N.: nr. 12, p. 630
Ţiru, E.: nr. 12, p. 601

U

Ungar, R.: nr. 7, p. 347
Unguru, I.: nr. 8, p. 402
Ursache, M.: nr. 5, p. 212, p. 246; nr. 11, p. 538
Ursu, I.: nr. 12, p. 630

V

Văiteanu, D.: nr. 7, p. 331
Varga, L.: nr. 9, p. 461
Vărzescu, V.: nr. 7, p. 331
Vasu, O.: nr. 6, p. 291
Vaş, A.: nr. 8, p. 415, p. 426
Verzea, D.: nr. 12, p. 623
Videa, E.: nr. 1, p. 28
Vlădăreanu, V.: nr. 6, p. 291
Vlase, A.: nr. 12, p. 589

W

Wingert, Helga: nr. 5, p. 236

Z

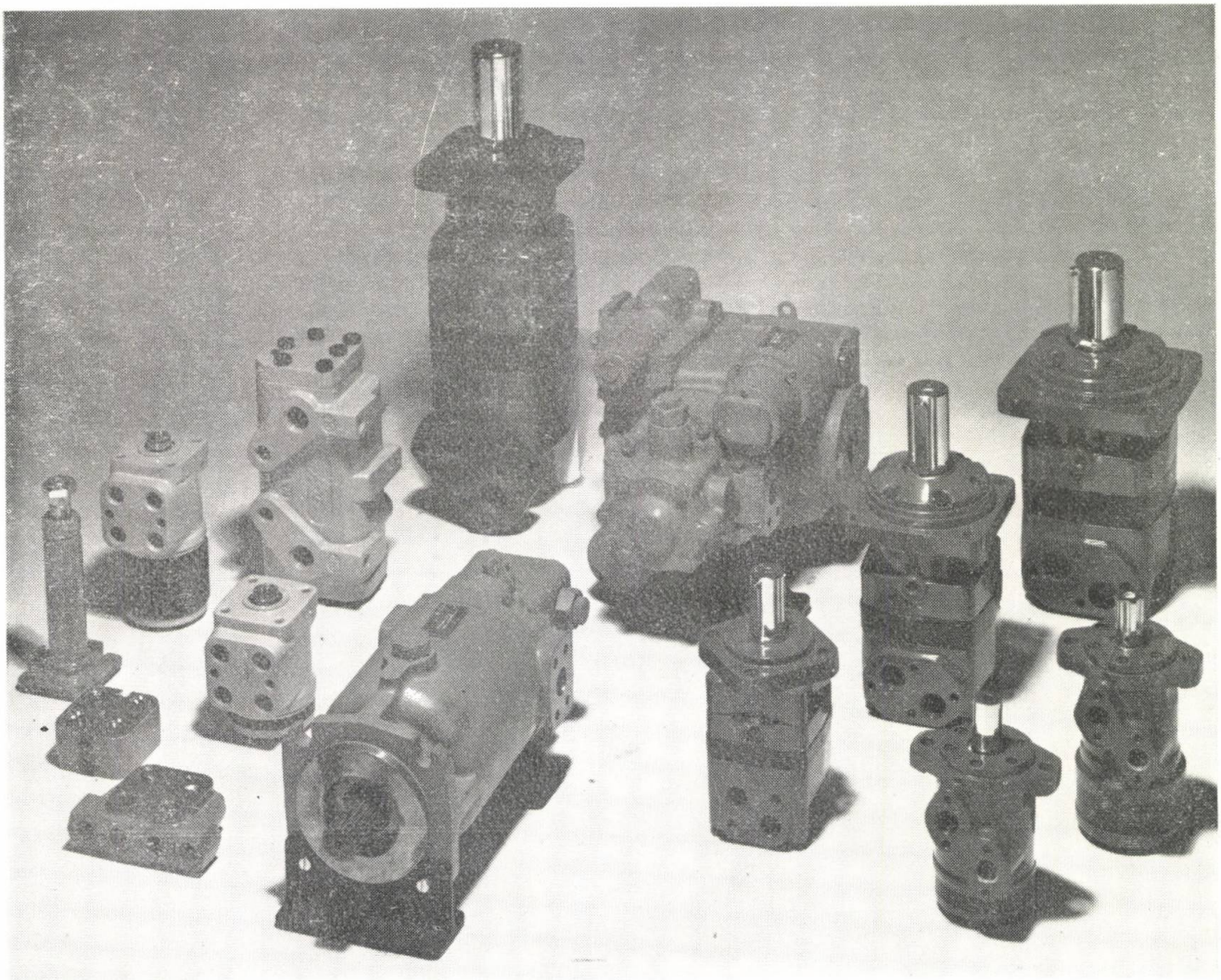
Zavulan, G.: nr. 9, p. 476

Abonaţi-vă la

„CONSTRUCŢIA DE MAŞINI"

PE 1978!

DANFOSS HYDRAULIK



UNITATI DE COMANDA HIDRAULICE
21 de refulări diferite între 50-2 000 cm^3/rot.

Printre diversele variante de funcționare și filete de racordare există peste 100 de unități de comandă pe care puteți să le alegeți.

Presiunea pînă la 175 bari
Utilizare: comanda șlepurilor, a combinelor, a mașinilor de construcții, stivuitoare cu furcă.

MECANISME DE ACTIONARE HIDROSTATICE
Pompe și motoare cu piston axial în 5 mărimi avînd între 54 cm^3/rot și 125 cm^3/rot; mărimi de pînă la 480 cm^3/rot vor fi prezentate ulterior
Presiune max. 250 bari kont., 420 bari int.
Moment max. 82 daNm (~ kpm)
Capacitate max. 235 kW
Utilizare: la circuite închise pentru acționarea vehiculelor cu viteză redusă și executarea mișcărilor de rotație cu un grad înalt de productivitate.

Firma Danfoss – cel mai mare producător de servomotoare pentru mișcări de întoarcere de scurtă durată și unități de comandă hidraulice.

SERVOMOTOARELE PENTRU MISCARI DE INTOARCERE DE SCURTA DURATA
Sînt executate conform principiului de motor ORBIT(R). Sînt peste 100 de tipuri în execuții diferite, avînd momente de la 0-230 daNm (~ kpm), turații de la 0-1 000 rot/min, capacitate de la 0-64 kW (87 CP) și presiune de pînă la 260 bari.
Utilizare: în toate domeniile industriei constructoare de mașini.

CUPON

Vă rugăm să ne trimiteți materiale de informare despre:

☐ motoare hidraulice;
☐ componente din mecanismul de comandă;
☐ acționări hidrostatice.

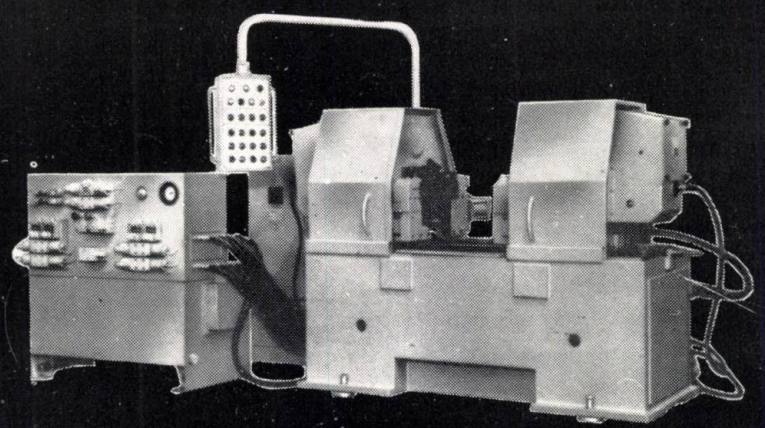
NUMELE _____
PROFESIA _____
FIRMA _____
ADRESA _____

Danfoss

DANFOSS A/S
DK 6430 Nordborg
Dänemark

PUBLICOM

MAŞINA—UNEALTĂ PRD. 02 PENTRU PRELUCRAREA PĂRTILOR FRONTALE ŞI A ORIFICIILOR CENTRALE LA SEMIFABRICATE STRUNJITE



Această maşină-unealtă este destinată pentru executarea cu precizie la lungime şi executarea găurilor de bază la prelucrarea între vîrfuri, a pieselor tip axe, în condiţiile producţiei de serie mijlocie şi mare. Funcţionează pe principiul zencuirii frontale, fiind din cele mai perfecţionate în acest domeniu, datorită următoarelor calităţi :

— simultaneitatea operaţiilor de găurire şi de prelucrare a părţilor frontale, asociată cu o creştere considerabilă a productivităţii muncii ;

— obţinerea unei foarte înalte precizii geometrice ;

— amplasarea concentrică a urmelor prelucrării părţilor frontale ale piesei, ceea ce asigură o bună prezentare comercială ;

— posibilitatea prelucrării simultane a rebordurilor cilindrice adiacente părţilor frontale externe şi a celor amplasate coaxial cu orificiul central şi de asemenea a şanfrenurilor corespunzătoare.

Diametrul maxim al părţilor frontale prelucrate (cu completarea normală cu instrumente)	...	120 mm
Diametrul maxim al părţilor frontale inelare prelucrate (cu instrument special)	...	180 mm
Lungimea maximă a piesei prelucrate (piesele cu lungimi mari pot fi prelucrate pe batiul special prelungit al maşinii)	...	800 mm
Numărul treptelor de rotaţii	...	7
Greutatea maşinii-unelte	...	3 200 kg

BULGARIE

exportator: VTO

machinoexport

str. Aksakov nr. 5 SOFIA BULGARIA

telefon 88.53.21. telex 022.425

PUBLICOM

1978 JUN -8

I 3279

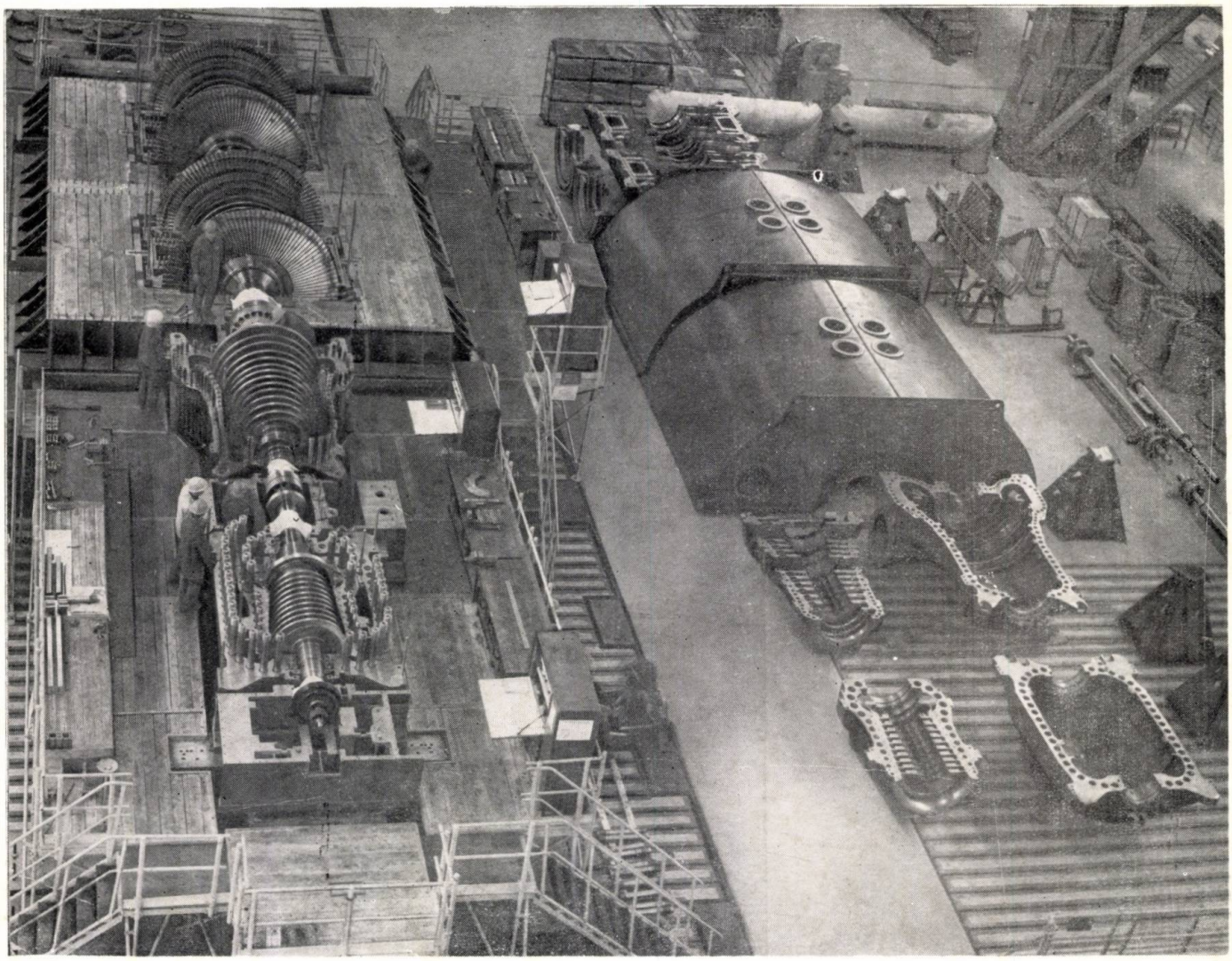
REFERÁLVA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

3

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ MARTIE ■ 1978

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA



TURBOAGREGAT DE 330 MW

TURBINA

Putere – 330 MW
Turație – 3000 rot/min

Parametrii aburului :

Presiune – 136 ata
Temperatură – 535°C
Greutate – 485 t

TURBOGENERATOR THA 330-2

Putere – 388 MVA
Tensiune – 24 kV
cos ∅ – 0,85
Frecvență – 50 Hz
Greutate – 315 t

În imagine, rotorul turbinei pe standul de probe finale de la Intreprinderea de mașini grele București.

[stamp]

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OIFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 3, MARTIE, 1978

CUPRINS

CÂRDU, M. :	**Turbina cu abur de 150 MW pentru termoficare urbană.**	103
NEAGA, C. :	**Calculul analitic al cîmpurilor de viteze și concentrații în jeturile bifazice izotermice.**	107
DABA, M., CIOBANU, V., ARĂDĂU, D. :	**Calculul supapelor compresoarelor cu piston pe baza vitezelor medii patratice.**	113
SAFTA, V. :	**Realizări în domeniul sudării oțelurilor cu rezistență mărită.**	117
MORARIU, S. :	**Criterii de apreciere a influenței stării de tensiune asupra comportării mecanice a oțelurilor pentru construcții de mașini.**	127
RĂDUCĂNESCU, A., PASCU, R. :	**Tratamentul termic al cuțitelor sudate pentru combine miniere.**	135
CONSTANTINESCU, I., TAKACS, F. :	**Contribuții la determinarea comportării în exploatare a lagărelor cu alunecare, sferice, folosite în industria minieră.**	140
CONSTANTINESCU, I., MAGYARI, A. :	**Dispozitiv electrohidraulic pentru dislocarea rocilor.**	148
CONSTANTINESCU, I., MAGYARI, A. :	**Încercări de optimizare a parametrilor de funcționare ai morilor cu bile.**	152

Revista apare sub îndrumarea :
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcția de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu

SUMAR

CZ : 621.165 : 697.34

Cârdu, M.: **Turbina cu abur de 150 MW pentru termoficare urbană.**

În articol se prezintă principalele caracteristici tehnice şi constructive ale turbinei cu abur de 150 MW tip FIL 150 destinată livrării de energie electrică şi termică pentru termoficare urbană şi realizată la I.M.G. Bucureşti după proiecte elaborate de I.C.P.E.T. Este un agregat cu turbină, cu condensaţie şi priză de termoficare, cu putere unitară — capabil să furnizeze o cantitate mare de căldură. La mersul în condensaţie pură, energia electrică produsă este maximă, iar în perioade cu cerinţe reduse de încălzire grupul funcţionează în regim de bază.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 103, 5 fig.

CZ : 531.8

Neaga, C.: **Calculul analitic al cîmpurilor de viteze şi concentraţii în jeturile bifazice izotermice.**

În lucrare se deduc, analitic, expresiile distribuţiei vitezei şi concentraţiei substanţei solide într-un jet bifazic izotermic. Se consideră, ca model fizic, un jet axial simetric de aer încărcat cu particule de cărbune pulverizat. Jetul bifazic astfel obţinut se dezvoltă liber într-un mediu infinit şi imobil. Pentru simplificare, se consideră sistemul jet-mediu înconjurător, izotermic.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 107, 7 fig., 7 ref.

CZ : 621.646.2 : 621.51

Daba, M., Ciobanu, V., Arădău, D.: **Calculul supapelor compresoarelor cu piston pe baza vitezelor medii patratice.**

Se stabileşte metoda de calcul a dimensiunilor supapelor compresoarelor cu piston pe baza vitezelor medii pătratice ale pistonului pe cursa de aspiraţie, respectiv pe cursa de refulare şi ale agentului de lucru la curgerea prin ele. La calculul supapei se pleacă de la admiterea pierderii de lucru mecanic sau a pierderii medii de presiune care se produce la trecerea agentului de lucru prin ea. Ca urmare, această metodă de calcul permite corelarea între dimensiunile acestora şi pierderile de energie care se produc datorită lor.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 113, 3 fig., 7 ref.

CZ : 669.18

Safta, V.: **Criterii de apreciere a influenţei stării de tensiune asupra comportării mecanice a oţelurilor pentru construcţia de maşini.**

Se expun principalele criterii de apreciere a influenţei stării de tensiune asupra comportării ductilofragile a oţelurilor pentru construcţii de maşini, criterii bazate pe teoria stărilor limită de tensiune, criterii bazate pe teoria concentrării tensiunilor şi criterii dezvoltate pe baza tranziţiei comportării mecanice. Tratarea în detaliu a diferitelor forme de exprimare a gradului de triaxilitate a stării de tensiune ia în consideraţie teoriile de bază ale stărilor limită, teoria concentrării tensiunilor şi bazele fenomenologice ale conceptului de tranziţie a caracteristicilor de rezistenţă în funcţie de temperatură. Se relevă posibilităţile de determinare experimentală. În contextul analizei influenţei exercitate prin interacţionarea factorului stare de tensiune cu factori ca : viteza de deformare, temperatura, geometria probei etc., în finalul lucrării se expun principalele căi de mărire a capacităţii de deformare a oţelurilor, organelor de maşini sau elementelor metalice, în vederea măririi siguranţei lor în funcţiune.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 117, 10 fig., 3 tab., 27 ref.

CZ : 669.14.018.295

Morariu, Ş.: **Realizări în domeniul sudării oţelurilor cu rezistenţă mărită.**

Cercetările care s-au desfăşurat începînd de la producerea oţelului OLX 52 (1953), au fost orientate mai ales spre aprofundarea problemelor privind comportarea metalului în zona sudată. Se expun preocupările referitoare la procesele metalurgice care apar la sudare, în zona influenţată termic şi în cusătură, de asemenea unele rezultate obţinute în direcţia introducerii în producţie de structuri sudate a oţelurilor cu rezistenţă mărită, normalizate sau călite — revenite. Pentru utilizarea acestor oţeluri s-au elaborat materialele şi tehnologiile adecvate de sudare.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 127, 22 fig., 3 tab., 24 ref.

CZ : 621.78 : 622.233.292

Răducănescu, A., Pascu, R.: **Tratamentul termic al cuţitelor sudate pentru combine miniere.**

Cuţitele pentru combine miniere sînt confecţionate prin sudarea plăcuţelor de oţel rapid Rp_3 pe suporturi de oţel 33 Mo C 11. În vederea călirii se face o încălzire prin inducţie diferenţiată a plăcuţei şi suportului, cele două oţeluri avînd temperaturi de călire diferite. Se scoate în evidenţă legătura ce există între momentul atingerii temperaturii potrivite călirea plăcuţei de oţel rapid Rp_3 şi apariţia unor pete mici fin dispersate pe suprafaţa plăcuţei, de culoare mai închisă (datorită dispersiei carburilor complexe şi trecerea lor parţială în soluţie). După călire, cuţitele au fost supuse unui tratament de revenire înaltă. Stabilirea diagramei de revenire s-a făcut prin impunerea condiţiei ca după revenire, duritatea plăcuţei de oţel rapid să se menţină sau să crească.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 135, 8 fig., 4 tab., 4 ref.

CONTENTS

DC : 621.165 : 697.34

Cârdu, M.: **Steam-turbine with 150 MW of urban district heating.**

This articles presents the main tehnical and constructive features of Steam-turbine of 150 MW, typ FIL 150, destinated to the energy delivery of urban district heating. These turbines are realized by the heavy machine factory of Bucharest. It is an aggregate having a condensing turbine and a heating setting, beeing able to give a big heat quantity. In the moment of pure condensation, the produced quantity of electric energy is the maximum. In periods of reduced heating necessities the aggregate works in the main regime.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 103, 5 fig.

DC :

Neaga, C.: **Analythical calculation of speed field and concentration in isothermic biphase jet.**

This work is dedicated to the analythical problems of speed distribution and problems concerning concentration of solide substance in an isothermic biphase jet. There is considered that the model would be a simetric axial jet of air, concerning particles of powered coal. The obtained jet will be developed in an infinit an mobile medium. For simplification the jet system is considered as an isothermic medium.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 107, 7 fig., 7 ref.

DC : 621.646.2. : 621.51

Daba, M., Ciobanu, V., Arădău, D.: **The calculation of the valves compresser whit piston based on the average square speed.**

This paper determins the calculation method of the dimensions of the valves in the piston compressors on the basis of the average square speed of the piston in the inlet stroke, respectively in the exhausted stroke and of the working agent at the flow through them. For the calculation of the valve by this method we start from the admission of the loss of the mechanical work or from the average loss of pressure produced by the passing of the working agent through it. As a result this calculation method of the valves of the piston compressor permits the connection between their dimensions and the loss of energy produced owing to them.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 113, 3 fig., 7 ref.

DC :

Safta, V.: **Appreciation of the induced stress on the mechanic behaviour of the steel in the machine construction.**

In this work there are presented some main influences of the induced stress on the mechanic ductylo-fragile behaviour on steel for the machine construction branch ; there are criterions based on the theory of induced stress, on the theory on induced stress concentration and on the transition of mechanic behaviour.

The detail treatment of various expression forms, of the triaxial degree of the induced stress takes in consideration the limit state theory, the theory of induced stress considerations and the phenomenological bases of the transition concept relative to the temperature. Within every method there are demonstrated the posibilities of experimental determination, in the context of influence analyse, factors as, deformation speed, temperature, prove geometry and so on. At the end of this paper there are presented the main methods for increasing the degree of the steel deformation, of the metalic elements and of machine components, for increasing the security performance.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 117, 10 fig., 3 tab., 27 ref.

DC : 669.14.018.295

Morariu, S.: **Achievements in the field of steel welding with increased resistence.**

The researches, beginning from the production of OLX 52 (1953) steel have been directed through the problems regarding the behaviour of the metals, in the welding zone. There have been exposed some metalurgical processes which appears in the zone of thermic influence, or in some cases of welding structures of steel with increased resistence, normalised steels and recoiled steels. For the utilisation of these steels there have been elaborated adecvated materials and welding technologies.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 127, 22 fig., 3 tab., 24 ref.

DC : 621.78 : 622.233.292

Răducănescu, A., Pascu, R.: **Thermic treatment of welded knifes for mine combines.**

The knifes for mine combines are confectionated by welding of high speed steel plate Rp on steel holder 33 Mo C 11. For chilling, there is made a diferentiation of the plate and the holder, the two kinds of steel have different chilling temperatures. There is releaved the fact that there exists a relationiship between the moment of temperature blowout, concerning the high speed chilling Rp 3 and the appearance of some little spots on the plate surface. These spots have a darker colour (because of dispersion of complex hard cuttings). After chilling, the knifes have been subjected to a treatment of high coming back. The coming back diagram have been made with the condition that the durability of high steel plate could de mentained or increased.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 135, 8 fig., 4 tab., 4 ref.

DC : 621.233 : 622 : 621.822.5

Constantinescu, I., Takacs, F.: **Contributions at determining the behaviour in expolitation of spherical sliding bearings used in mining industry.**

Spherical sliding bearings are alike rolling-friction bearings, standardized machine parts. They were designed and constructed about 45 years ago, being meant for the various branches of engineering aircraft-industry. The great advantages of these bearings, for instance the possibility of spatial displacement and reduced working sections at large loads, have made them become an interesting proposition for other industrial branches. The various demands and operating conditions have led to the appearance of spherical sliding bearings of various designs, dimensions and with different material couples.

In utilizing spherical sliding bearings, to their properties, there are no limits, as for as their field of application is concerned.

It has been proved, by experimental tests, that even under the difficult operating conditions of mining, where the dangers of abrasive dust and that of corrosion are inherent, spherical sliding bearings fulfill their operating function faultlessly.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 140, 19 fig., 2 tab., 14 ref.

DC : 621.22 : 621.3.027.3

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Electrohydraulic element for rock dislocation.**

In this work there is proposed a new dislocation method which uses a high — pressure water jet. For realizing this jet there is used the electrohydraulic effect based on high-voltage lightning discharge in liquid. The parameters of the liquid jet in the lightning discharge, as well as the main features of this installation are also to be studied.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 148, 9 fig., 1 tab., 3 ref.

SOMMAIRE

CD : 621.165 : 697.34

Cârdu, M. : **La turbine à vapeur de 150 MW pour le chauffage urbain.**

On y présente les principales caractéristiques techniques et constructives de la turbine à vapeur de 150 MW type FIL 150 destinée à livrer l'énergie électrique et thermique pour le chauffage urbain et réalisée à I.M.G. Bucarest selon les projets élaborés par I.C.P.E.T. Elle est un agregat à turbine avec condensation et prise de chauffage avec pouvoir unitaire — capable de fournir une grande quantité de chaleur. Au fonctionnement en condensation pure, l'énergie électrique produite est maxima et dans les périodes avec des nécessités réduites de chauffage, le groupe fonctionne en régime de base.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 103, 5 fig.

CD : 531.8

Neaga, C. : **Le calcul analitique des champs de vitesses et de concentrations dans les jets biphasés isothermiques.**

Par voie analitique on déduit les expressions de distribution de la vitesse et de la concentration substantielle solide dans un jet biphasé isothermique. On prend comme modèle phisique un jet d'air axial et simétrique chargé de particules de charbon pulverisé. Le jet biphasé obtenu se développe librement dans un milieu infini et immobile ; pour simplifier on considère le système jet — milieu ambiant isothermique.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 107, 7 fig., 7 ref.

CD : 621.646.3 : 621.51

Daba, M., Ciobanu, V., Arădău, D. : **Le calcul des soupapes des compresseurs à piston ayant comme base les vitesses moyennes carrées.**

On établit la méthode de calcul des dimensions des soupapes des compresseurs à piston ayant comme base les vitesses moyennes carrées du piston sur la course d'aspiration, respectivement sur la course de refoulement et les vitesses de l'agent de travail au coulement à travers les soupapes. On part de l'admission de la chute de travail mécanique ou de la chute moyenne depression produite au passage de l'agent de travail à travers la soupape. Cette méthode de calcul permet donc la corrélation entre les dimensions des soupapes et les chutes d'energie causeés par elles.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 113, 3 fig., 7 ref.

CD : 669.18

Safta, V. : **Critères d'apprécier l'influence de l'état de tension sur le comportement mécanique des aciers pour la construction de machines.**

On y expose les principaux critères d'appécier l'influence de l'état de tension sur le comportement ductilofriable des aciers pour la construction de machines : critères qui se base sur la téorie des états limites de tension, critères qui se base sur la téorie de la concentration des tensions et critères développés sur la transition du comportement mécanique.

Pour la présentation détaillée des différentes formes d'exprimer le degré de triaxialité de l'état de tension on prend en considération des téories fondamentales des états limites, la téorie de la concentration des tensions et les bases phénoménologiques du concept de transition des caractéristiques de résistance en fonction de la température.

Parallélement, dans le cadre de chaque méthode on relève les possibilités de détermination expérimentale.

En analysant l'influence exercitée par le facteur état de tension sur des facteurs tels que : vitesse de déformation, température, géométrie de l'essai etc., on expose les principales voies d'agrandir les capacités de déformation des aciers, des organes de machines ou des éléments métaliques, pour augmenter leur sûreté pendant le fonctionnement.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 117, 10 fig., 3 tab., 27 ref.

CD : 669.14.018.295

Morariu, Ş. : **Réalisations dans le domaine du soudage des aciers à résistance augmentée.**

Les recherches déployées dès la production de l'acier OLX 52 (1933) ont été orientées vers l'approfondissement des problèmes concernant le comportement du métal dans la zone soudée. On y expose les préoccupations concernant les processus métallurgiques qui apparaissent au soudage, dans la zone influencée thermique et en cordon de soudure. On expose aussi certains résultats obtenus comme suite à l'introduction dans la production des structures soudées des aciers à résistance augmentée, normalisés ou trempés-revenus. Pour utiliser ces aciers on a élaboré des matériaux et technologies adéquates de soudage.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 127, 22 fig., 3 tab., 24 ref.

CD : 621.78 : 622.233.292

Răducănescu, A., Pascu, R. : **Le traitement thermique des couteaux soudés pour les outillages miniers.**

Les couteaux pour les outillages miniers sont fabriqués par le soudage des plaquettes en acier rapide Rp 3 sur les supports d'accier 33 Mo C 11. Pour la trempe des couteaux, on fait un chauffage différencié de la plaquette et du support, les deux aciers ayant des temperatures de trempe différentes. On met en évidence, la liaison entre le moment d'atteint de la température adéquate pour la trempe de la plaquette en acier rapide Rp et l'apparition des petites taches dispersées sur la surface de la plaquette, ayant une couleur plus terne. Après la trempe, les couteaux ont été soumis á un traitement thermique du revenu élevé. L'établissement du diagramme du revenu est possible si l'on maintient ou augmente la dureté de la plaquette en acier rapide, après le revenu.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 135, 8 fig., 4 tab., 4 ref.

CD : 621.233 : 622 : 621.822.5

Constantinescu, I., Takacs, F. : **Contributions á la détermination du comportement dans l'exploitation des paliers à glissement sphériques employès dans l'industrie minière.**

Les paliers de glissement sphériques sont pareils aux paliers à roulement, organes de machines standardisés. Ils ont été conçus et construits il y a environ 45 ans, étant destinés aux divers domaines de l'industrie constructrice d'avions. Les grands avantages de ces paliers, tels que la posibilité des mouvements en espace et des sections de travail réduites aux grands charges, font que palier devienne intéressant pour d'autres branches industrielles. Grâce aux diverses exigences et conditions d'exploitation ont apparu des paliers à glissement sphérique de divers types constructifs, dimensions et aux divers couples de matériels.

Dans l'usage des paliers á glissement sphériques, en ce qui concerne leur domaine d'application, grâce á leurs particularités pratiquement, il n'existe pas de limites.

On a pu démontrer par des essais expérimentaux, que même dans des conditions difficiles d'exploitation de mines où le danger des poussières massives et celui de la corrosion est imminent, les paliers à glissement sphériques accomplissent irréprochablement leur rôle fonctionnel.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 140, 19 fig., 2 tab., 14 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.165 : 697.34

Cârdu, M.: **Dampfturbine von 150 MW für Stadtwärme Versorgung.**

Im Artikel werden die tehnischen und konstruktiven Hauptcharakteristiken der Dampfturbine von 150 MW, Typ FIL 150 behandelt. Diese Turbine dient zur Energielieferung für die Stadtwärmeversorgung ; sie wurde von einem Kollektiv des Schwermaschinenbaubetriebs Bukarest projiziert.

Es ist ein Aggregat mit Kondensationsturbine und Wärmeversorgung mit hoher Arbeitskapazität und Wärmelieferungsfähigkeit. Beim einfachen Kondensationsturbinenlauf ist die gesamt gelieferte Wärmeenergie maximal ; in der weniger beanspruchten Erwärmungsperiode lauft das Aggregat im Hauptregime.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 103, 5 Bild.

DK : 531.8

Neaga, C.: **Die analytische Berechnung der Geschwindigkeits felder und Konzentrationen in zweiphasischen isotermischen Strahlen.**

In der Arbeit werden die analytischen Ausdrücke der Geschwindigkeitsverteilung und der Konzentration der festen Substanz in einem zweiphasischen isotermischen Strahl abgeleitet. Als physikalisches Modell wird ein axialer, symmetrischer mit Kohlenstaub beladener Luftstrahl betrachtet. Der hierdurch erzeugte Strahl entwickelt sich in einem unendlichen und unbeweglichen Medium. Zur Vereinfachung betrachtet man das umgebende System, Strahl-Medium als isothermisch.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 107, 7 Bild, 7 Lit.

DK : 621.646.2 : 621.51

Daba, M., Ciobanu, V., Arădău, D.: **Berechnung der Dentilabmessungen der Kolbenverdichter auf Grund der quadratischen mittleren Geschwindigkeit.**

Anhand der quadratischen mittleren Geschwindigkeit des Holbens auf den Saughub bzw. auf den Auspuffhub, sowie des Arbeitsmittels während der Strömung, wird eine Methode für die Berechnung der Ventilabmessungen der Kolbenverdichter festgestelt. Bei der Berechnung des Ventils durch diese Methode geht man von der Annahme des mechanischen Arbeitsverlustes oder des mittleren Druckverlustes aus, der während des Durchlaufs des Arbeitsmittels erfolgt. Infolge dessen, erlaubt diese Methode für die Berechnung der Ventile der Kolbenvertichetr eine Korrelation zwischen den Abmessungen der Ventile und den Energieverlusten, die dadurch auftreten.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 113, 3 Bild, 7 Lit.

DK : 669.18

Safta, V.: **Beeinflussungskriterien der Spannung auf das mechanische Verhalten der Stähle im Maschinenbau.**

In der Arbeit werden die Hauptkriterien des Spannungseinflusses auf das duktylo-fragile Verhalten der Stähle im Maschinenbau, analysiert ; es handelt sich um Kriterien die auf die Theorie der Spannungskonzentration aufgebaut sind und um Kriterien welche das, auf Grund der Übergangsmethode entwickelte mechanische Verhalten studieren. Die ausführliche Behandlung der vershiedenen Ausdrucksformen des Triaxialitätsgrades, berücksichtigt die Grundtheorien der Grenzzustände, die Theorie der Spannungskonzentration und die phenomenologischen Grundlagen der Widerstandseigenschaften, im Verhältnis zur Temperatur.

Parallel dazu werden bei jeder Methode die experimentellen Bestimmungsmethoden angegeben. In der Analyse des Einflusses bei der Zusammenwirkung des Spannungsfaktors mit anderen Faktoren wie : Entformungsgeschwindigkeit, Temperatur, Probegeometrie, usw, werden am Ende dieser Arbeit die wichtigsten Methoden der Kapazitätsvergrösserung der Stahlentformung, Maschinenorgane oder metallischer Elemente vorgezeigt ; dadurch kann ihre Einsatz Sicherheit besser ausgewertet werden.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 117, 10 Bild, 3 Taf, 27 Lit.

DK : 669.14.018.295

Morariu, S.: **Ergebnisse auf dem gebiet der stahlschweissung mit erhöhter widerstandsfähigkeit.**

Untersuchungen die sich vom Beginn der Erzeugung des Stahls OLX 52 (1953) abgespielt haben, richteten sich vor allem an die Oberflächenbehandlung in der Schweisszone. Es werden die Beschäftigungen betreffend, die bei dem Schweissen auftretende metalurgichen Vorgänge studiert. Die erzielten Ergebnisse durch Einführung in die Produktion von Schweisstrukturen der Stähle oder enthärteter Stähle, werden ebenfalls studiert. Zur Verwendung dieser Stähle wurden passende Materialien und Schweisstehnologien angewendet.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 127, 22 Bild, 3 Taf., 21 Lit.

DK : 621.78 : 622.233.292

Răducănescu, A., Pascu, R.: **Wärmebehandlung geschweisster Messer für Grubenkombinen.**

Die Messer für Grubenkombinen sind durch das Aufschweissen von Rapidstahlplättchen RP 3 auf Grundwerkstoff Stahl 33 Mo C 11 hergestellt worden. Das Härten wurde durch eine differenzierte Erwärmung mittels Induktion des Plättchens und des Grundwerkstoffes durchgeführt, da die beiden Stähle verschiedene Härtetemperaturen aufweisen. Es wird der Zusammenhang, der zwischen dem Moment des Ereichens der geeigneten Härtetemperatur des Plättchens, aus Rapidstahl RP 3, und dem Auftreten kleiner feinverbreiteter Punkte auf der dunkler gefärbten Oberfläche des Plättchens existiert, hervorgehoben. Nach dem Härten wurden die geschweissten Messer angelassen. Das Anlassdiagramm wurde so entworfen, dass nach der Wärmebehandlung die Härte des Rapidstahlplättchens gleich — oder höherwertigere Härte im Verhältnis zu der nach der Härtung erzielten Werte, aufweist.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 135, 8 Bild, 4 Taf., 4 Lit.

DK : 621.233 : 624 : 621.822.5

Constantinescu, I., Takacs, F.: **Beiträge zur bestimmung des betriebsverhaltens der im bergbauindustrie Verwendeten Gelenklagern.**

Gelenklager sind ebenso wie Wälzlager genormte einbaufertige Lagerelemente. Sie wurden bereits vor etwa 45 Jahren für Anwendungsbereiche der Luftfahrindustrie entwickelt und gebaut. Die grossen Vorteile dieses Lagerelements, wie räumliche Bewegungsmöglichkeiten und geringe Lagerquerschnitte bei hohen Lasten, sind die Gründe, die dazuführten, dass Gelenklager nach und nach auch für andere Industriezweige interessant wurden. Augrund der verschiedenen Einsatzbedingungen und Anforderungen entstanden Gelenklager unterschiedlicher Bauarten, Abmeessungen und Werkstoffpaarungen.

Für die Anwendung von Gelenklagern gibt es aufgrund ihrer hervorragenden Eigenschaften, bezogen auf ihr Einsatzgebiet, praktisch keine Einschränkung. So haben die Gelenklager seit einigen Jahren immer mehr Verwendung auch bei Bergmaschinen gefunden.

Es konnte durch Versuche nachgewiesen werden, dass Gelenklager unter den schwierigen Einsatzbedingungen des Bergbaus, wo mit erhöhten Staub — und Korrosionsgefahren zu rechnen ist, durchaus ihre Funktion einwandfrei erfüllen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 140, 19 Bild, 2 Taf, 14 Lit.

DK : 621.22 : 621.3.027.3

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Electrohydraulische Vorrichtung für Dislokation der Gesteine.**

In der vorliegenden Arbeit wird eine neue Dislokationsmethode vorgerschlagen und untersucht, welche einen Hochdruck — Wasserstrahl verwendet. Dieser Wasserstrahl wird durch eine elektrohydraulische Vorrichtung mit Hilfe der Hochspannung — Entladungen in Wasser erzeugt. Im Weiterem werden die Wasserstrahl parameter sowie die wichtigste Kenndaten der Vorrichtung analysiert.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 148, 9 Bild, 1 Taf., 3 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 621.165 : 697.34

Кырду, М. : **Паровая турбина 150 МВ для городской теплофикаций.**

В статье определяются бедущие характеристики — технические и для строительства — паровой турбины 150 МВ тип FIL 150 предназначенной отпуску электроэнергий и термоэнергий для городской теплофикаций, выпольнимой у I.M.G. Бухарест после проэкта перерабатываемого у I.C.P.E.T. Паровая турбина — агрегат с турбиной, с конденсацией и затвердеванием теплофикаций, с единичной мощностью, способная отпускать большое количество теплоты. У функционирования в чистой конденсаций, электроэнергия трогает максимум, а в периодах с маленькими требованиями, агрегат работает в основном режиме.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 3, стр. 103, 5 рис.

ДК : 531.8

Неага, К. : **Аналитический расчёт полей скорости и концентрации в двуфазных изотермических струях.**

В статье представляются и заключаются, аналитическим путём, выражения подачи скорости и концентраций твёрдого вещества в двуфазной изотермической струе.

Рассматривается, как физический модель, осевая симметичная струя воздуха, нагруженная с угольными распыляемыми частицами. Двуфазная струя развивается свободно в безконечной и неподвижной среде — Для упрощения, рассматривается система струя — окружающая среда, изотермическая.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 3, стр. 107, 7 рис., 7 лит.

ДК : 621.646.2. : 621.51

Даба, М., Чобану, В., Арэдэу, Д. : **Расчёт клапанов поршневых компрессоров на основе средных квадратных скоростей.**

Разрабатывается метод расчёта размеров клапанов поршневых компрессоров на основе средных квадратных скоростей поршня во время всасывания, и нагнетания в период прохождения рабочего агента через них.

При расчёте клапана данным методом берётся за основу потеря механической работы или же потеря среднего давления, которое происходится в результате прохождения рабочего агента через него.

В результате, расчёта указанным методом клапанов поршневых компрессор, получается данные, позволяющие сопоставить размеры клапанов с потерей енергии, которая происходит во время их работы.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 3, стр. 113, 3 рис., 7 лит.

ДК : 669.14.018.295

Морариу, Ш. : **Реализации в области сварки сталей с укреплённой стойкостью.**

Эксперименты, которые развёртываются с начале от получения стали OLX 52 (1953 г.), ориентируются тем более на углубление проблем что касается допускаемому отклонению металла в зоне сварки.

Предлагаются поглощённости относящиеся к металлургическим процессам которые появляют к сварке, в зоне термического воздействия и в шове, и некоторые результаты получёны в сторону вступления в промышленность сварочных структур, сталалей с укреплённой стойкостью, нормализированных или закалённых-отпущённых.

Для использования этих сталей перерабатываются материалы и технологий соответствующие для сварки.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 3, стр. 127, 22 рис., 3 таб., 24 лит.

ДК : 669.18

Сафта, В. : **Критерии используемые для исчисления влияния напряжённого состояния на механическое допускаемое отклонение сталей для машиностроения.**

Представляются главные критерий для исчисления влияния напряжённого состояния на дуктильноломкое допускаемое отклонение сталей для машиностроения, критерий основаны на теорий напряжённых предел состояний, критерий основаны на теорий концентраций напряжений и критерии которые развивался на основе транзиций механического допускаемого отклонения.

Анализируются детально разные виды выражения степени трёхосевойности напряжённого состояния, на основе главных теорий напряжённых предел состояний, теория концентраций напряжений и феноменологические основы понятия транзиций характеристик стойкости в зависимости от температура.

Представляются возможности экспериментальных определений. Анализируется влияние взаимодействия напряжённого состояния с разными коэффициентами : скорость деформаций, температура, геометрия испытания, и.т.д., в коньце предлагаются главные пути увеличения мощности деформаций сталей, деталей машин или металлических элементов, для укрепления безопасности в эксплуатаций.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 3, стр. 117, 10 рис., 3 таб., 27 лит.

ДК : 621.78 : 622.233.292

Рэдукэнеску, А., Паску, Р. : **Термообработка сварных резцов для горных комбайн.**

Резцы для горных комбайн изготовленны сваркой плит из быстрорежущей стали Rp 3 на подставке из стали 33 Mo C 11. Для закалки используется индукционный нагрев плит и подставки, обе стали имеющие разные температуры закалки. Выявлена существующая связь между моментом достижения соответствующей температуры закалки плит из стали Rp 3 появлением маленьких петен более темного цвета с мелькой дисперсией на поверхность плиты. После закалки сваренные резцы были подвергнуты термообработке высокого отпуска. Проведено установление диаграммы отпуска предьявлением условия, чтобы после отпуска, твердость плиты из быстрорежущей стали сохранилась или увеличилась.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 3, стр. 135, 8 рис., 4 таб., 4 лит.

ДК : 621.233 : 621. 822.5

Константинеску, И., Такач, Ф. : **Вклады в определении поведения в разработке сферических подшипников скольжения использованы в горной промышленности.**

Сферические подшипники скольжения похожи на подшипники катящегося трения, стандартные детали машин. Они были задуманными и построенными приблизительно 45 лет тому назад для разных областях стройтельной авиапромышленности.

Крупные приемущества этих подшипников : Возможность пространственных движений и рабочие сечении сокращённы на больших нагрузках — причины, которые определили чтобы этот подшипник стать интересным и для других отраслей промышленности.

Благодаря разным необходимостям и условям разработки появились сферические подшипники скольжения разных строительных видов, размеров и с разными материальными парами.

В использований сферических подшипников скольжения относящийся к своим применяющим областям, благодаря своим свойством, практически нет предела.

При помощи экспериментальных проб доказано, что даже в трудных условиях горной разработки, где появляется опасность присутетвия шлифпорошока и коррозии, сферические подшипники скольжения выполняют безукоризненно свою функциональную роль.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 3, стр. 140, 19 рис., 2 таб., 14 лит.

CZ : 621.233 : 622 : 621.822.5

Constantinescu, I., Takacs, F.: **Contribuţii la determinarea comportării în exploatare a lagărelor cu alunecare sferice folosite în industria minieră.**

Lagărele de alunecare sferice sînt asemănătoare lagărelor cu rostogolire organe de maşini standardizate. Ele au fost concepute şi construite în urmă cu cca. 45 de ani fiind destinate diferitelor domenii ale industriei constructoare de avioane. Marile avantaje ale acestor lagăre, ca posibilitatea mişcărilor spaţiale şi secţiuni de lucru reduse la sarcini mari, sînt cauzele care au determinat ca acest lagăr să devină interesant şi pentru alte ramuri industriale. Datorită diferitelor cerinţe şi condiţii de exploatare au apărut lagăre cu alunecare sferice de diferite tipuri constructive, dimensiuni şi cu diferite cupluri de materiale. În utilizarea lagărelor cu alunecare sferice, referitor la domeniul de aplicare, datorită proprietăţilor acestora practic nu există limită. S-a putut demonstra prin încercări experimentale, că chiar şi în condiţiile dificile de exploatare din minerit unde apare pericolul prezenţei prafului abraziv şi cel al coroziunii, lagărele cu alunecare sferice îşi îndeplinesc ireproşabil rolul funcţional.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 140, 19 fig., 2 tab., 11 ref.

CZ : 621.22 : 621.3.027.3

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Dispozitiv electrohidraulic pentru dislocarea rocilor.**

În lucrarea de faţă se propune de către autori o nouă metodă de dislocare a rocilor, prin utilizarea unui jet de apă cu presiune supraînaltă. Pentru crearea jetului se utilizează efectul electrohidraulic, bazat pe descărcările electrice de înaltă tensiune în lichid. Se analizează parametrii jetului de lichid, ai circuitului de descărcare, precum şi caracteristicile principale ale instalaţiei.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 3, p. 148, 9 fig., 1 tab., 3 ref.

CZ : 621.926

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Încercări de optimizare a parametrilor de funcţionare ai morilor cu bile.**

În prima parte se examinează comportarea dinamică a morilor cu bile, ca unităţi independente în procesul de preparare. Sînt prezentate rezultatele obţinute în acest sens, prin două metode : metoda înregistrării directe a variaţiei în timp a parametrilor şi metoda ce utilizează gradul de amortizare a funcţiilor de autocorelaţie. În continuare se prezintă încercările de optimizare propriu-zisă prin utilizarea metodei Box-Wilson. Se stabileşte variaţia valorilor optime ale parametrilor de funcţionare, în funcţie de măcinabilitatea materialului.

Construcţia de maşini, 30 (1973), nr. 3, p. 152, 3 fig., 3 tab., 3 ref.

DC : 621.926

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Optimization attempts of the operating parameters of ball mills.**

In the first part of the paper we examine the dynamic behaviour of ball mills, as independent units in the milling process. The results which have been obtained in this direction are presented through two methods : the method of direct recording of the variation in time of parameters and the method that uses the amortization degree of the autocorrelation functions. Further on, we present the optimation attempts proper by utilizing Box-Wilson method. We establish the variation of the optimum values of the operating parameters, in function of the grindability of the material.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 152, 9 fig., 1 tab., 3 ref.

CD : 621.22 : 621.3.027.3

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Dispositif électrohydraulique pour le rejet des roches.**

La nouvelle méthode de rejet des roche utilise un jet d'eau avec pression surélevée. Pour créer le jet on utilise l'effet électrohydraulique, basé sur les décharges électriques à haute tension en liquide. On y analyse les paramètres du jet de liquide, du circuit de décharge, ainsi que les caractéristiques principales de l'installation.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 148, 9 fig., 1 tab., 3 ref.

CD : 621.22 : 621.3.027.3

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Essais d'optimisation des paramètres de fonctionnement des moulins a boulets.**

Dans la première partie on examine le comportement dynamique des moulins à boulets, á unités indépendantes dans le processus de préparation. On y présente les résultats obtenus dans cette direction, par deux méthodes : la méthode de l'enrégistrement directe de la variation en temps des paramètres et la méthode qui utilise le degré d'amortissement des fonctions d'autocorrélation. On présente de suite les essais d'optimisation proprement-dite par l'utilisation de la méthode Box-Wilson. On établit la variation des valeurs optimales des paramètres de fonctionnement, en fonction de la capacité du matériel d'être broyé.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 3, p. 152, 9 fig., 1 tab., 3 ref.

DK : 621.926

Constantinescu, I., Magyari, A.: **Versuche über die Optimierung der Arbeitsparameter der Kugelmühlen.**

In dem ersten Teil der Arbeit wird das dynamische Verhalten der Kugelmülen als unabhängige Prozesseinheiten in der Aufbereitung — untersucht. Es sind die Ergebnisse von zwei Methoden präsentiert : die Methode einer direkten Registrierung des zeitlichen Verlaufs der Parameter und die analytische Methode in Abhängigkeit von dem Dämpfungsgrad der Autokorrelationsfunktionen.

Weiter, sind die eigentlichen Optimisierungsversuche, durch die Verwendung der Box-Wilson-Methode, präsentiert. Es ist die Variation der optimalen Werte der Mahlparameter in Abhängigkeit der Mahlbarkeit des Materials, bestimmt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 3, S. 152, 9 Bild., 1 Taf., 3 Lit.

ДК : 621.22 : 621.3.027.3

Константинеску, И., Магнари, А. : **Электрогидравлическое приспособление за смещением пород.**

Авторы рекомендируют новый метод за смещением пород, с помощью утилизированием одной водной струи с ультравысоким напором. Для получения водной струи утилизируется електрогидравлический эффект, на оснований электрических разрядов высщего напряжения в жидкостью. Анализируются параметры водной струи, цепи разряда, и главные характеристики оборудования.

Construcția de mașini, 30 (1978),
н. 3, стр. 148, 9 рис., 1 таб., 3 лит.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, București, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ATTENTION

Les lecteurs étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM — Serviciul — export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, București, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ДК : 621.926

Константинеску, А., Магнари, А. : **Попытки оптимизация параметров функционирования таровых мельниц.**

В первой части рассматривается динамическое поведение таровых мельниц как самостоятельные единицы в процесе приготовления.

Представлены достигнутые результаты в этам смысле при помощи двух методов : метод непосредственного регистрирования вариации параметров во время и метод использующий степень амортизации финкций автокорреляции.

В продолжении рассматриваются попытки оптимизации, собственноговоря, при помощи использования метода Бокса — Уйлсона.

Устанавливается вариацию оптимальных стоймостей параметров функционирования в зависимости от способности материала перемалываться.

Construcția de mașini, 30 (1978),
н. 3, стр. 152, 3 рис., 3 таб., 3 лит.

ACHTUNG !

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, București, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ВНИМАНИЕ !

Читатели иностранных стран могут абонироваться при ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, București, str. 13 Decembrie, nr. 3.

Revista „CONSTRUCȚIA DE MAȘINI", organ al Ministerului Industriei Construcțiilor de Mașini din Republica Socialistă România. Redacția la : Oficiul de informare documentară pentru industria construcțiilor de mașini, cu sediul în București, Calea Victoriei 133, sector I, telefon 50.31.30 ; sau 50.40.90 și 50.50.25/interior 253. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament ICPTCM 30.15.5.16.70.02.06 BI. SMB. sau prin mandat poștal la ICPTCM, șos. Olteniței nr. 105, București, sector 5, pentru revista „Construcția de mașini". Tarif pentru instituții și întreprinderi : 150 lei anual, pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : 70 lei anual. Costul unui exemplar : 8 lei.

Tiparul : Întreprinderea poligrafică „Ploiești", str. Vasile Lupu nr. 45, c. 15014.

41.042

CZ : 621.165 : 697.34

Turbina cu abur de 150 MW pentru termoficare urbană

Ing. Mircea **CÂRDU** – Institutul de cercetări și proiectări echipamente termoenergetice (I.C.P.E.T.) – București

În contextul actual al penuriei de combustibil la nivelul economiei mondiale, se caută prin toate mijloacele soluționarea problemelor pe care această situație le ridică, atît pe calea descoperirii și valorificării de noi surse de energie, cît și prin ridicarea la maxim a randamentelor de utilizare a energiei combustibililor clasici.

Unul din cele mai importante mijloace de ridicare a acestor randamente îl constituie termoficarea industrială și urbană, care, în condițiile țării noastre cu industrie în plină dezvoltare și cu un ritm ridicat al construcției de locuințe, își găsește un cîmp larg de aplicare.

Pornindu-se de la cerințele impuse de termoficarea unor mari centre urbane și de sistemul energetic național, a apărut necesitatea unui turboagregat cu turbină cu condensație și priză de termoficare urbană, care să poată furniza o cantitate mare de căldură, iar la mersul în condensație pură să furnizeze o cantitate de energie electrică maxim posibilă, astfel încît în perioada din an cu cerințe reduse de încălzire, grupul, avînd o putere unitară ridicată, să funcționeze în regim de bază.

Astfel a fost realizată turbina cu abur de 150 MW pentru termoficare urbană, al cărei proiect a fost executat la Institutul de cercetări și proiectări echipamente termoenergetice (I.C.P.E.T.) București. Atît turbina cît, și generatorul electric, condensatorul, preîncălzitoarele regenerative și instalațiile auxiliare ale acestora (toate după proiecte I.C.P.E.T.) au fost executate la întreprinderea de mașini grele București (I.M.G.B.) și sînt în prezent în curs de montare la centrala electrică de termoficare de la Palas — Constanța.

Turbina cu abur de 150 MW pentru termoficare urbană este simbolizată „FIL 150", literele și cifrele simbolului avînd următoarele semnificații :

F — perechea de parametri ai aburului la admisie : 186 ata ; 535°C ;
1 (unu) — numărul de supraîncălziri intermediare ale aburului ;
L — presiunea aburului trimis la termoficare (valoare nominală medie) : 1,2 ... 2,5 ata ;
150 — puterea nominală în MW, la bornele generatorului electric.

Turbina este de tipul **cu acțiune** cu o singură linie de arbori și se compune dintr-un corp de înaltă presiune *(IP)*, un corp de medie presiune *(MP)*, și un corp de joasă presiune *(JP)*, în dublu flux. Corpurile de *IP* și *MP* (ambele în simplu flux) sînt dispuse cu sensul curgerii aburului **în opoziție** în vederea echilibrării împingerilor axiale pe cei doi rotori și concentrării zonelor calde ale corpurilor respective în vecinătatea palierului dintre ele.

Aburul viu este admis în corpul de *IP* prin 4 ventile cu închidere rapidă și 4 ventile de reglare și se destinde în 11 trepte după care este condus la supraîncălzirea intermediară și admis în corpul *MP* prin 2 ventile cu închidere rapidă și 4 ventile de reglare. În acest corp destinderea aburului se face în 13 trepte pînă la prima secțiune (I) a prizei de abur pentru termoficare și în continuare în încă o treaptă pînă la a doua secțiune (II) a prizei respective. Încălzirea apei pentru termoficare a fost organizată în două trepte pentru a avea o eficiență mai ridicată a transmiterii de căldură. În acest mod aburul utilizat pentru primul prag de ridicare a temperaturii în rețeaua de termoficare este în prealabil destins prin treapta a 14-a din corpul de *MP* și numai o parte din aburul de termoficare este extras în fața acestei trepte și utilizat pentru realizarea celui de-al doilea prag de ridicare a temperaturii.

Aburul din secțiunea I a prizei este extras prin două conducte circulare legate de o parte și de alta a carcasei superioare de *MP*, iar aburul din secțiunea II-a prizei este extras printr-o conductă de secțiune dreptunghiulară legată în partea inferioară a carcasei inferioare de MP.

Aburul din corpul de *MP* rămas neutilizat la termoficare (în regim de condensație pură tot aburul destins prin corpul de *MP*, mai puțin cel extras pentru preîncălzirea regenerativă) este trecut în corpul de *JP* prin două conducte dispuse lateral de o parte și de alta a turbinei care leagă carcasele inferioare de *MP* și *JP*. Pe fiecare din aceste conducte se găsește cîte un ventil de tip **fluture** prin care se reglează presiunea în secțiunea II a prizei de termoficare. Presiunea în secțiunea I a prizei de termoficare se schimbă în funcție de presiunea reglată în secțiunea II.

În corpul de *JP*, aburul este destins în cîte 3 trepte pe fiecare flux, după care este

evacuat în condensatorul 5 (figura 1). Condensul care se formează în condensator este vehiculat în stația de tratare chimică cu ajutorul pompelor 6. În continuare acest condens

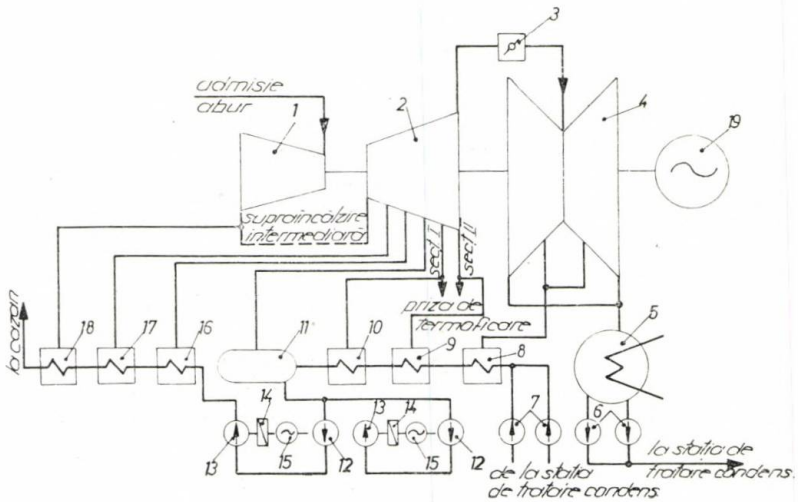


Fig. 1. Schema termică simplificată a instalației turbinei.

1 — corpul de *I.P.* al turbinei ;
2 — corpul de *M.P.* ;
3 — ventil de reglare tip „fluture" ;
4 — corpul de *I.P.* ;
5 — condensatorul ;
6 — pompele de condens treapta 1 ;
7 — pompele de condens treapta 2 ;
8 — preîncălzitul de *I.P.* nr. 1 ;
9 — preîncălzitul de *I.P.* nr. 2 ;
10 — preîncălzitul de *I.P.* nr. 3 ;
11 — degazorul ;
12 — pompele de prealimentare 50% debit ;
13 — pompele de alimentare 50% debit ;
14 — cuplaje hidraulice — multiplicatoare ;
15 — motoare electrice ;
16 — preîncălzitorul de *I.P.* nr. 5 ;
17 — preîncălzitorul de *I.P.* nr. 6 ;
18 — preîncălzitorul de *I.P.* nr. 7 ;
19 — generatorul electric.

împreună cu cel provenit de la termoficare este vehiculat prin circuitul de preîncălzire regenerativă cu ajutorul pompelor 7, 12 și 13. Circuitul de preîncălzire regenerativă este format din 3 preîncălzitoare de joasă presiune, degazor și 3 preîncălzitoare de înaltă presiune alimentate cu abur de la prizele regenerative ale turbinei dispuse în corpurile de *MP* și *JP* ale turbinei și la eșapările corpurilor de *IP* și *MP* așa cum este reprezentat schematic în figura 1.

Principalele caracteristici tehnice și constructive ale turbinei sînt :

— puterea *) nominală (în regim de condensație pură) . . . . . 150 MW ;
— debitul de căldură (la priza reglabilă) în regim maxim de termoficare . . . . . 185 Gcal/h ;
— puterea *) în regim maxim de termoficare . . . . . 115 MW ;
— turația . . . . . 3000 rot/min ;
— parametrii aburului la admisie :
  — temperatura . . . . . 535°C ;
  — presiunea . . . . . 186 ata ;
  — presiunea la ieșire din corpul de *IP* . . . . . 46,8 ata ;
  — presiunea la ieșirea din corpul de *MP* (după supraîncălzirea intermediară) . . . . . 42 ata ;
  — temperatura aburului după supraîncălzirea intermediară . 535°C ;
  — presiunea la priza reglabilă de termoficare . . . . . 0,6—2,5 ata ;
  — presiunea în condensator în regim de condensație pură . . . . . 0,0773 ata ;
  — temperatura finală de preîncălzire a apei de alimentare . . 262°C ;
  — debitul de abur la admisie (la puterea nominală în regim de condensație pură) . . . . . 515 tf/h ;
  — lungimea totală a turbinei . . 15675 mm ;
  — lățimea maximă a turbinei (inclusiv ventilele de reglare tip fluture) . . . . . 12,8 m ;
  — cota planșeului de serviciu . . 7,5 m ;
  — lungimea activă a paletelor rotorice de la ultima treaptă de *JP* . . . . . 665 mm ;
  — diametrul maxim al rotorului de *JP* paletat . . . . . 2665 mm ;
  — greutatea totală a turbinei (fără condensator și instalațiile auxiliare) . . . . . 398 tf ;
  — greutatea piesei celei mai grele (rotorul de *JP*) . . . . . 32 tf.

*) La bornele generatorului electric.

Așa cum s-a arătat la început, treptele din corpul de *JP* al turbinei sînt dimensionate pentru întregul debit de abur de care se dis-

pune atunci cînd nu este necesar abur pentru termoficare, astfel încît se obține o putere maximă în regim de condensație pură, spre deosebire de turbinele cu condensație și prize de abur reglabile care funcționează majoritatea timpului în regim de termoficare (în special în cazul termoficării industriale) și la care partea de joasă presiune (între ultima priză și condensator) este dimensionată pentru debite de abur relativ mici, pentru a nu avea pierderi prin ventilație relativ mari în regim de termoficare ; la aceste turbine, în regim de condensație pură, puterea este mai mică decît la regimul maxim de termoficare.

Avantajul termoficării îndeobște cunoscut, în cazul turbinei FIL 150 se evidențiază printr-un consum specific de căldură în regim maxim de termoficare de 51% în raport cu consumul specific de căldură în regim de condensație pură la puterea nominală. Reglarea turbinei se face cu ajutorul unui regulator electro-hidraulic executat în regim de microproducție la I.C.P.E.T.

Din punct de vedere constructiv, turbina se caracterizează prin soluții care conduc la caracteristici superioare în ceea ce privește randamentul, siguranța în funcționare și manevrabilitatea. În acest sens sînt de remarcat următoarele soluții constructive :

— carcase duble la corpul de *IP* și pe porțiunea cu temperatură ridicată a corpului de *MP*, ceea ce conferă turbinei calități deosebite în ceea ce privește pornirea rapidă și elasticitatea în funcționare ;

— rotoarele în construcție monobloc, simple din punct de vedere al manoperei de execuție și cu calități de rezistență superioară ;

— sistem special de compensare a dilatărilor termice în direcție longitudinală, care constă în legarea prin biele a carcaselor de *IP* și *MP* și respectiv a lagărului axial amplasat în palierul dintre acestea, astfel încît jocurile axiale dintre rotori și stator rămîn relativ constante chiar la variații rapide de sarcină, motiv pentru care valorile lor pot fi reduse, cu efecte pozitive asupra randamentului turbinei ;

— sistem special (cu rotule și pastile de sprijin cu plan înclinat) de compensare a dilatărilor termice în direcția transversală la corpurile de *IP* și *MP*, astfel încît poziția planului de separație orizontal al carcaselor rămîne neschimbată în raport cu axa turbinei, cu evitarea în consecință a excentricizării relative a statorului în raport cu rotorii în timpul funcționării, lucru care face posibilă admiterea unor jocuri radiale reduse la etanșările cu labirint, cu consecințe pozitive asupra randamentului ;

— ajutaje statornice turnate la precizie (din oțel cu 13% Cr) în corpul de *IP* și 13 trepte din corpul de *MP*, cu canale de curgere a aburului optime din punct de vedere aerodinamic (cu unghi variabil de ieșire pe înălțime) și în consecință randamente superioare. Aceste ajutaje sînt înglobate în diafragme realizate prin sudură ;

— paletele rotorice răsucite pe înălțime încă de la a doua treaptă a corpului de *IP*, pentru obținerea unui randament superior al curgerii aburului.

Complexitatea turbinei FIL-150 în ceea ce privește caracteristicile tehnice și soluțiile constructive adoptate, precum și importanța ei mare, (dată fiind puterea unitară și scopul utilizării) din punct de vedere al siguranței în funcționare, au impus efectuarea la I.C.P.E.T. a unui volum mare de calcule, lucru ce a presupus programarea lor pe mașina electronică, ca de exemplu, calculul termic al treptelor turbinei sau calcule pentru :

— rezistența paletelor ținînd seama de pretorsionarea lor în cazul celor cu talon superior ;
— rezistența diafragmelor ;
— rezistența discurilor rotorilor ;
— turația critică de încovoiere a rotorilor ;
— oscilațiile torsionale ale rotorilor ;
— vibrațiile paletelor rotorice lungi, etc.

Din considerentele arătate mai sus au fost efectuate și o serie de cercetări pe modele experimentale cu scopul de a furniza elemente necesare executării calculelor, de a confirma rezultatele unor calcule complicate în care nu întotdeauna pot fi luate în considerație, în mod exact, toate elementele care intervin în realitate, sau cu scopul de a determina solicitări la piese foarte complicate care nu permit obținerea unor rezultate corecte prin calcule matematice. Astfel de cercetări s-au referit la :

— determinarea prin tensometrare pe model a solicitărilor în carcasa de *MP*, care are o formă complicată mai ales în zona dinspre corpul de *JP* unde sînt prevăzute arii mari de evacuare a aburului la cele două secțiuni ale prizei de termoficare și spre corpul de *JP* (fig. 2) ;

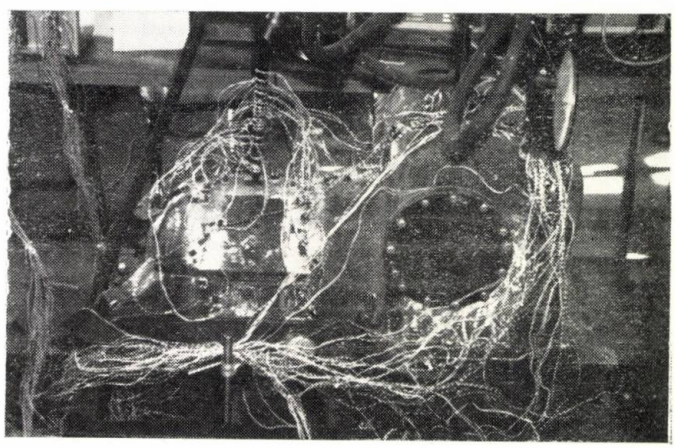


Fig. 2. Tensometrarea pe model a carcasei de *MP*.

— determinarea turațiilor critice de încovoiere a rotorilor. În figura 3 este reprezentat modelul ansamblului rotorilor de *IP* și *MP* ai turbinei montat în instalația experimentală ;

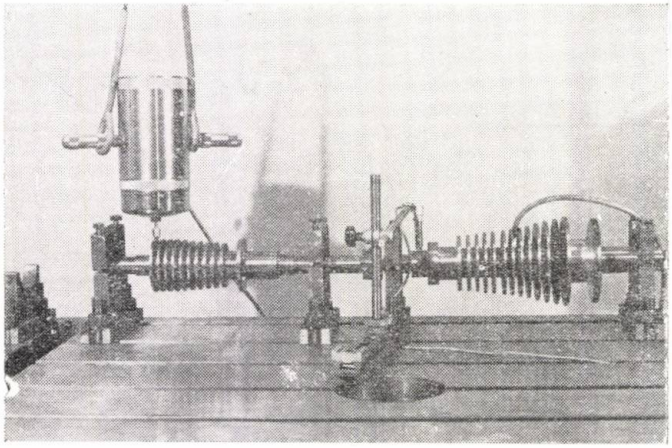


Fig. 3. Modelul rotorilor de *IP* și *MP* pe instalația experimentală de determinare a turațiilor critice de încovoiere.

— determinarea caracteristicilor aerodinamice și a momentului rezistent pentru diverse poziții de deschidere a ventilelor **fluture** de reglare a debitului de abur la termoficare, figura 4.

În figura 5 este reprezentată turbina FIL 150 în timpul montajului pe standul uzinal de probe finale. Cu ocazia acestei probe efectuate în uzină a fost verificată funcționarea turbinei la mersul în gol (la turația nominală) prin admisia de abur cu parametrii medii (35 ata ; 435°C) direct în corpul de *MP*, urmă-

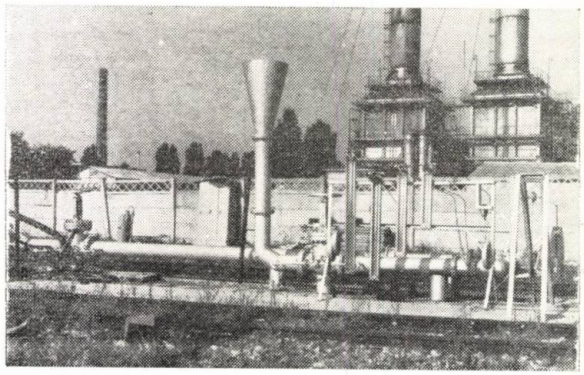


Fig. 4. Instalația experimentală pentru determinarea caracteristicilor ventilelor de reglare tip fluture.

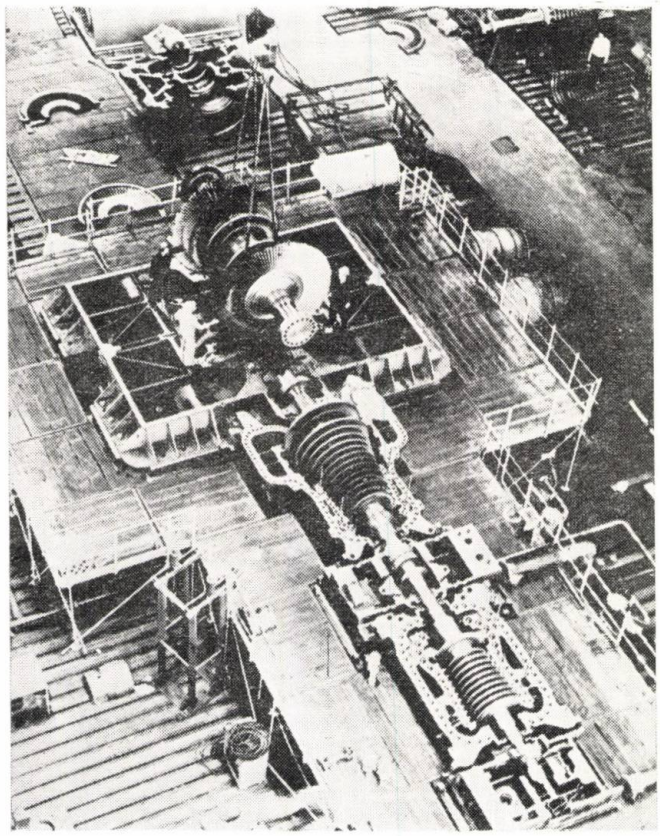


Fig. 5. Montarea turbinei pe standul de probe finale.

rindu-se comportarea ei din punct de vedere al vibrațiilor, dilatărilor relative rotor-stator și funcționării sistemului de protecție în caz de supraturare.

CZ : 531.8

Calculul analitic al cîmpurilor de viteze și concentrații în jeturile bifazice izotermice

Dr. ing. Constantin **NEAGA** — Institutul Politehnic București

Introducere

Teoria și practica arderii cărbunelui pulverizat în focarele instalațiilor termotehnice impun cunoașterea legilor de formare și mișcare ale amestecurilor bifazice, precum și modificările elementelor geometrice ale jeturilor de aer încărcate cu particule solide. Dacă acest prim grup de probleme are în vedere jetul bifazic izotermic, un al doilea grup, mult mai complex ca fenomene, examinează jetul bifazic în prezența frontului de flacără, deci în condițiile arderii lui. Evident probleme ca lungimea și grosimea flăcării, variația temperaturii fazei gazoase și solide în lungul traiectoriilor de mișcare, dinamica mediilor în condițiile existenței schimburilor de căldură și substanță, radiația și stabilitatea flăcării etc., sînt strîns legate de elucidarea primului grup de probleme. Rezultă, în consecință, ordinea în care trebuie abordată analizarea fenomenelor specifice arderii cărbunelui pulverizat. Examinarea fenomenelor gazodinamice și termice specifice jetului bifazic se impune cu necesitate în vederea proiectării, realizării și exploatării arzătoarelor și focarelor cazanelor de abur.

Lucrarea de față își propune să deducă pe cale analitică (deci cu simplificările impuse de complexitatea problemei) legea de variație a vitezei amestecului, precum și cîmpul de concentrație a fazei solide în jet. Luîndu-se ca model un jet rotund (axial simetric) se adoptă sistemul de coordonate cilindrice. O parte din expresiile obținute se compară cu date experimentale extrase din literatura de specialitate.

Calculul distribuției vitezei în jet

Pentru deducerea expresiei vitezei în jet vom considera egalitate între viteza particulelor de cărbune și viteza aerului antrenant. Acest lucru este pe deplin satisfăcut la o oarecare distanță de gura arzătorului (în zona de bază a jetului).

Așa cum reiese din figura 1, jetul de aer încărcat cu particule solide se comportă ca un jet omogen. Lucrarea nu-și propune să analizeze influența fazei solide asupra structurii jetului bifazic. Semnalăm numai faptul că atît experimental cît și teoretic se ajunge la concluzia că jetul bifazic este mai subțire, mai îngust (raza maximă — semigrosimea b este mai mică), față de jetul omogen. Acest lucru se explică prin inerția mai mare a particulelor solide. Tot din figura 1, deducem și

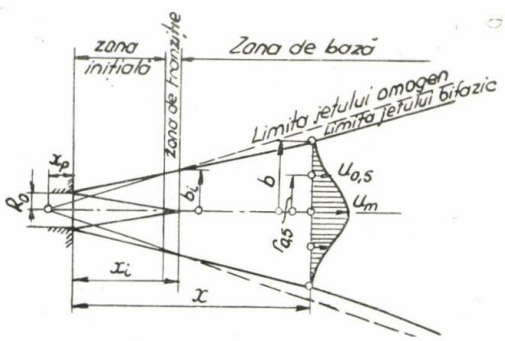


Fig. 1. Schema jetului bifazic.

notațiile care se vor folosi ulterior. De asemenea, avînd în vedere vitezele mari de deplasare a substanțelor, nu vom lua în considerare fenomenul de separare a particulelor din jet (acest lucru se întîmplă pentru viteza fazei antrenate mai mică de 8 m/s [6]). Avînd în vedere scopul urmărit prin acest capitol nu este necesar să facem nici o ipoteză asupra distribuției granulometrice a prafului și nici asupra formei geometrice a particulelor.

Pentru vitezele de mișcare a substanțelor la ieșirea din arzător folosite în practică, jetul bifazic este un caz tipic de mișcare turbulentă. Întrucît pentru cazurile concrete, concentrația inițială a prafului de cărbune este mai mică, sau apropiată de 1 kg/m^3, pentru cercetarea analitică se vor folosi legile de mișcare ale jeturilor turbulente libere [1 ; 2 ; 3].

Trecînd peste o serie de dezvoltări teoretice, lucru făcut în lucrările menționate, se desprind următoarele **concluzii,** care constitue baza de pornire în tratarea ulterioară :

— **legea conservării impulsului axial,** care sub formă integrală se prezintă astfel :

$$\int_0^b \rho_{am}\, u^2\, r\, dr = \text{const.} = \frac{I_0}{2\pi} \qquad (1)$$

unde I_0 este impulsul amestecului la ieșirea din arzător, adică :

$$I_0 = \pi R_0^2\, u_{mo}^2\, \rho_{oam}\,, \qquad (2)$$

în care :

R_0 este raza de ieșire a ajutajului, m ;

u_{mo} — viteza medie a amestecului în secțiunea de ieșire, m/s ;

ρ_{oam} — densitatea medie inițială a amestecului, kg/m^3 ;

ρ_{am} — densitatea curentă a amestecului bifazic, kg/m^3 ;

— **legea de mișcare turbulentă,** care cu simplificările admise [3], se poate scrie :

$$\frac{\delta(u^2)}{\delta x} = \frac{\varkappa b}{r}\frac{\delta}{\delta r}\left[r\frac{\delta(u^2)}{\delta r}\right]. \qquad (3)$$

Toate inexactitățile care pot apare în rezultatele teoretice (în comparație cu cele practice), din cauza simplificărilor făcute, se pot ameliora, prin folosirea unor valori experimentale pentru constanta $\varkappa$ (depinde de gradul de turbulență a jetului).

Pentru ecuația (3) se caută o soluție de forma :

$$u(x, r) = u_m(x)\, f(\eta), \qquad (4)$$

unde ordonata adimensională $\eta = \frac{r}{b}$ deci $\eta \in (0,1)$ și $b = cx$. Constanta c din expresia semigrosimea b se presupune că variază liniar cu x, lucru confirmat și experimental de M. Laats [4], reprezintă tangenta semiunghiude descriere a zonei de bază a jetului bifazic.

Înlocuind (4) în expresia impulsului (1), obținem :

$$2\pi\rho_{am} b^2 u_m^2 \int_0^1 \eta f^2(\eta)\, d\eta = \pi R_0^2 u_{mo}^2 \rho_{oam}. \qquad (5)$$

Integrala definită fiind constantă, notăm :

$$K_1 = \int_0^1 \eta f^2(\eta)\, d\eta .$$

Din (5) rezultă expresia vitezei axiale :

$$u_m^2 = \frac{\pi R_0^2 u_{mo}^2 \rho_{oam}}{2\pi\rho_{am} b^2 K_1} = \frac{K^2}{b_2}, \text{ unde}$$

$$K_2 = \frac{R_0^2 u_{om}^2 \rho_{oam}}{2\rho_{am} K_1}.$$

Folosind (4) mai scriem :

$$u^2(x, r) = u_m^2(x)\, f^2(\eta) = \frac{K_2}{b^2}\varphi(\eta), \qquad (6)$$

unde s-a notat $f^2(\eta) = \varphi(\eta)$.

Efectuînd derivatele indicate de ecuația (3), obținem :

$$\frac{\delta(u^2)}{\delta x} = -\frac{K_2 c}{b^3}\left[2\varphi(\eta) + \eta\varphi'(\eta)\right], \qquad (7)$$

$$\frac{\varkappa b}{r}\frac{\delta}{\delta r}\left[r\frac{\delta(u^2)}{\delta r}\right] = \frac{\varkappa K_2}{b^3\eta}\left[\varphi'(\eta) + \eta\varphi''(\eta)\right]. \qquad (8)$$

(Aici φ' însemnează derivata funcției φ în raport cu η).

Egalînd (7) cu (8) rezultă :

$$-\frac{c}{\varkappa}\left[2\eta\varphi(\eta) + \eta^2\varphi'(\eta)\right] = \left[\varphi'(\eta) + \eta\varphi''(\eta)\right]. \qquad (9)$$

Relația (9) mai poate fi pusă și sub forma :

$$-\frac{c}{\varkappa}\frac{d}{d\eta}\left[\eta^2\varphi(\eta)\right] = \frac{d}{d\eta}\left[\eta\varphi'(\eta)\right], \qquad (10)$$

care integrată în ambele părți, conduce la :

$$-\frac{c}{\varkappa}\eta^2\varphi(\eta) = \eta\varphi'(\eta) + K_3. \qquad (11)$$

Folosind condițiile la limită $\eta = 1 ; \varphi(\eta) = 0$ $\varphi'\eta = 0$, se găsește pentru constanta de integrare valoarea nulă, $K_3 = 0$.

Ecuația (11) se scrie $\varphi' = -\frac{c}{\varkappa}\eta\varphi$, care integrată conduce la expresia funcției de repartiție a vitezelor în jet,

$$\varphi(\eta) = K_4 \exp\left(-\frac{c}{2\varkappa}\eta^2\right). \qquad (12)$$

Pe $ax\ \eta = 0$ și $\varphi(\eta) = 1$. Constanta de integrare $K_4 = 1$.

$$f(\eta) = \sqrt{\varphi(\eta)} = \exp\left(-\frac{c}{4\varkappa}\eta^2\right) = \qquad (13)$$

$$= \exp\left(-\frac{1}{4\varkappa c}\frac{r^2}{x^2}\right).$$

Revenind la expresia constantei K_1, se găsește :

$$K_1 = \frac{\varkappa}{c}\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2\varkappa}\right)\right]. \qquad (14)$$

Pentru viteza axială se obține expresia :

$$u_m = \frac{R_0 u_{mo}}{x}\sqrt{\frac{\rho_{oam}}{2\rho_{am}\varkappa c\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2\varkappa}\right)\right]}}, \qquad (15)$$

care arată scăderea hiperbolică a vitezei axiale, cu creșterea abscisei x.

În expresiile precedente (14) și (15), putem considera $\exp\left(-\frac{c}{2\varkappa}\right) \cong 0$. De fapt reluînd expresia impulsului (ecuația 1) și integrînd nu de la 0 la b, ci de la 0 la ∞, atunci expresia constantei K_1 s-ar simplifica, $K_1 = \frac{\varkappa}{c}$ ceea ce justifică aproximarea făcută. Același rezultat s-ar obține dacă am folosi valorile experimentale pentru c și $\varkappa$ (se va arăta mai jos).

În figura 2 [4] se arată variația vitezei axiale raportată la abscisa adimensională x/R_0. Curba *I* se referă la o concentrație inițială a prafului de cărbune $\mu_0 = 0{,}835$ kgf/Nm³

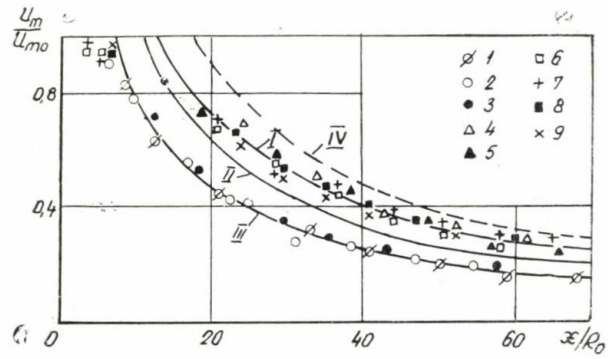


Fig. 2. Compararea datelor experimentale pentru scăderea vitezei axiale a unui jet de cărbune pulverizat.
I — $\mu_0 = 0{,}835$; II — după formula lui G. N. Abramovici ;
III — jet omogen, $\mu = 0$; IV — conform lucrării de față (formula 15).

Tabelul 1

Nr. experienței	μ_0, kg/Nm³	R_0 mm	U_{mc}, Nm/s
1	0	10,5	38,2
2	0	13,5	46,7
3	0	17,5	22,4
4	0.826	10,5	20,7
5	0.835	10,5	23,8
6	0.835	13,5	31,4
7	0.835	13,5	19,2
8	0.835	17,5	14,5
9	0.835	17,5	19,7

Pentru aceeași concentrație, folosind expresia (15) se obține curba reprezentată întrerupt. Între curbele experimentală și teoretică există o bună coincidență, mai ales pentru valori mari ale raportului x/R_0 lucru afirmat de la începutul lucrării. (Pentru densitatea amestecului ρ_{am}, s-a folosit expresia din anexa lucrării).

Atît teoretic cît și experimental, se constată că viteza axială scade pe măsură ce x crește. Valoarea abscisei pentru care viteza axială devine jumătate din viteza medie inițială se notează cu $x_{0,5}$ Deci pentru $u_m = 0{,}5u_{mo}$ din (15) rezultă :

$$x_{0,5} = 2R_0 \sqrt{\frac{\rho_{0am}}{2\rho_{am}\varkappa c\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2\varkappa}\right)\right]}} \qquad (16)$$

și sub formă raportată $\bar{x}_{0,5} = x_{0,5}/R_0$.

Din (15) și (16) se găsește ecuația :

$$\frac{u_m}{u_{mo}} \cdot \frac{x}{x_{0,5}} = 0{,}5\,, \qquad (17)$$

care este reprezentată grafic în figura 3 [4]

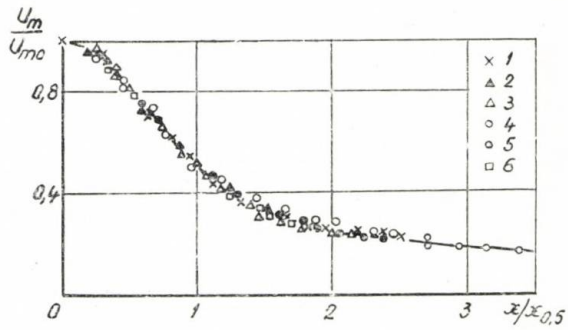


Fig. 3. Variația vitezei axiale a unui jet bifazic.

Tabelul 2

Nr. experienței	μ_0 , kg/Nm³	$\bar{x}_{0,5}$
1	0,258	22,5
2	1,292	40,5
3	0,778	30,5
4	0	18
5	0,517	26
6	1,035	35,5

Fiind reprezentată în coordonate generalizate, figura 3 arată o suprapunere perfectă a datelor experimentale peste curba teoretică.

Revenind la ecuația (4), găsim expresia cîmpului de viteză într-un jet bifazic izotermic :

$$u(x, r) = u_m(x) \exp\left(-\frac{1}{4\varkappa c}\frac{r^2}{x^2}\right), \qquad (18)$$

unde pentru $u_m(x)$ folosim expresia (15).

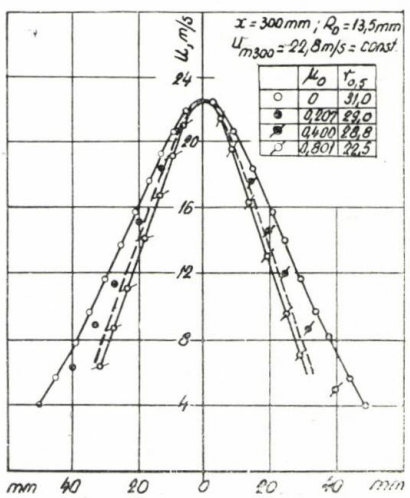


Fig. 4. Cîmpul de viteză a unui jet de cărbune pulverizat. Curba întreruptă, conform formulei 18.

În figura 4 [4] se reprezintă grafic funcția $u(x, r)$, avînd ca parametru variabil concentrația inițială a prafului. Pentru $\mu_o = 0{,}801$ kgf/Nm^3 se calculează $u(x, r)$ și cu formula (18), găsindu-se o bună suprapunere (curba întreruptă).

Într-o anumită secțiune a jetului (x fixat), raza pentru care viteza devine jumătate din valoarea vitezei axiale (în secțiunea respectivă) se notează cu $r_{0,5}$ (fig. 1). Deci dacă $u = 0{,}5\, u_m$; $r = r_{0,5}$ și din ecuația (18) obținem :

$$r_{0,5} = 2x\sqrt{\varkappa c \ln 2}\,. \qquad (19)$$

Cu aceasta expresia vitezei capătă forma :

$$u(x, r) = u_m\,(x)\,\exp\left[-0{,}693\left(\frac{r}{r_{0,5}}\right)^2\right], \qquad (20)$$

al cărei grafic este reprezentat în figura 5 [4]:

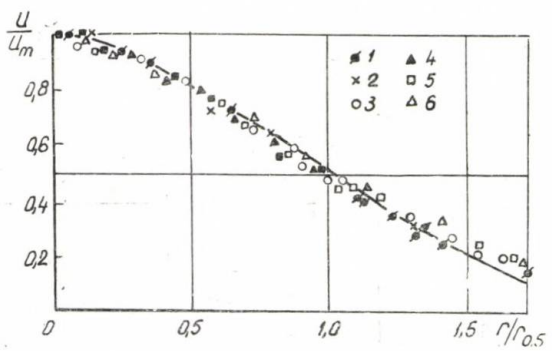


Fig. 5. Profilul vitezei în secțiune transversală a jetului liber bifazic.

Tabelul 3

Nr. experienței	μ_o , kg/Nm^3	R_o , mm	x/R_o
1	0,258	17.5	11,4
2	0.517	17.5	11.4
3	0,517	13.5	9,65
4	0,517	13.5	17
5	0.778	13,5	17
6	1.292	13.5	17

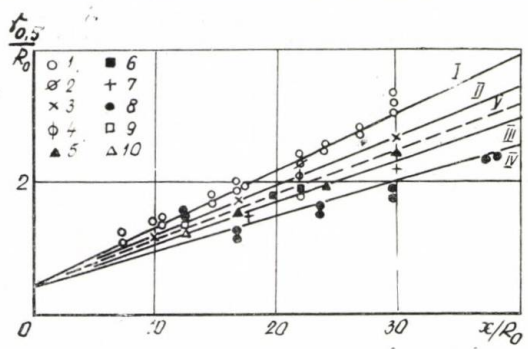


Fig. 6. Compararea datelor experimentale cu cele teoretice.
I — jetul omogen ($\mu_o = 0$) ; II — IV — jetul de cărbune pulverizat cu $\mu_o = 0{,}258$; 0,778 ; 1,292 kg/Nm^3 corespunzător.

Tabelul 4

Nr. experienței	μ_o , kg/Nm^3	R_o , mm
1	0	13,5
2	0.207	13,5
3	0.258	13.5
4	0.400	13,5
5	0.517	13,5
6	0.592	13,5
7	0.778	13,5
8	1.292	13,5
9	0.258	13.5
10	0.517	13.5

În expresiile precedente intervine produsul $\varkappa\, c$.

În figura 6 [5] se reprezintă graficul $\frac{r_{0,5}}{R_o} = f\left(\frac{x}{R_o}\right)$ Se constată că $r_{0,5}$ are o variație liniară cu x. Deci putem scrie :

$$r_{0,5} = c_{0,5}\, x\,. \qquad (21)$$

Prelucrînd datele din figura 6, se obține graficul din figura 7, care reprezintă $c_{0,5} = f(\mu_o)$

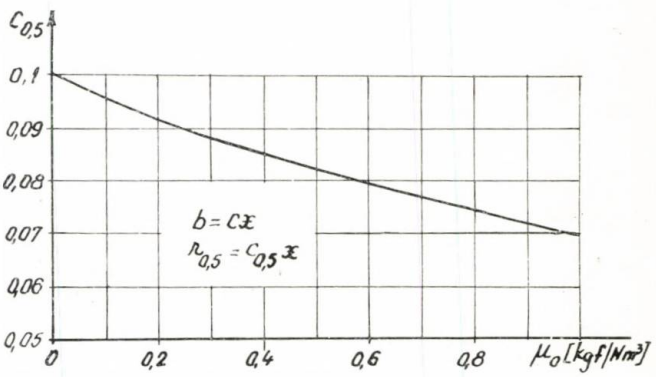


Fig. 7. Graficul funcției $C_{0,5} = f(\mu_o)$.

Din relațiile (19) și (21) rezultă, pentru produsul $\varkappa\, c$, expresia :

$$\varkappa c = \frac{c_{0,5}^2}{4 \ln 2} = 0{,}361\, c_{0,5}^2\,, \qquad (22)$$

valoare folosită în confruntările precedente.

Calculul distribuției concentrației prafului de cărbune în jet.

Pentru calculul cîmpului de concentrație a fazei solide în jet, se folosesc legile amestecării turbulente :

— legea conservării fazei solide, care sub formă integrală se scrie:

$$\int_o^b 2\pi\, u\, \mu_o\, r\, dr = \text{const.} = \pi R_o^2 u_{mo} \mu_o , \qquad (23)$$

unde μ_o este concentrația medie a prafului la ieșirea din ajutaj, iar μ este concentrația curentă a prafului, kgf/m³;

— legea de variație a fluxului axial:

$$\frac{\delta(u\mu r)}{\delta x} = \frac{\delta}{\delta r}\left(\beta_t\, r \frac{\delta \mu}{\delta r}\right). \qquad (24)$$

Pentru coeficientul de difuzie turbulentă, conform [3], se consideră expresia:

$$\beta_t = k\, u\, b,$$

unde k este o constantă experimentală, a cărei valoare trebuie să acopere toate simplificările adoptate. Ecuația (24) devine:

$$\frac{\delta(u\mu)}{\delta x} = \frac{kb}{r} \frac{\delta}{\delta r}\left[\frac{\delta(u\mu)}{\delta r}\right]. \qquad (25)$$

Notăm fluxul convectiv axial $m = u\,\mu$.

$$\frac{\delta m}{\delta x} = \frac{kb}{r} \frac{\delta}{\delta r}\left[r \frac{\delta m}{\delta r}\right]. \qquad (26)$$

Pentru fluxul axial m se caută o soluție de forma:

$$m(x, r) = m_m(x)\, g(\mu) , \qquad (27)$$

unde $m_m(x)$ este fluxul de substanță pe axa de simetrie a jetului (fluxul median).

Înlocuind (27) în (23) și știind că $\mu = \frac{r}{b}$, după cîteva calcule, se obține:

$$m_m(x) = \frac{K_6}{b^2}, \qquad (28)$$

unde s-au notat

$$K_5 = \int_0^1 \eta g(\eta)\, d\eta \text{ și } K_5 = \frac{R_o\, u_{mo}\, \mu_o}{2K_5}.$$

Cu (28), ecuația (27) devine:

$$m(x, r) = \frac{K_6}{b^2}\, g(\eta). \qquad (29)$$

Efectuînd derivatele indicate de (26) se obțin ecuațiile:

$$\frac{\delta m}{\delta x} = -\frac{K_6 c}{b^3}\left[2g(\eta) + \eta g'(\eta)\right],$$

$$\frac{kb}{r} \frac{\delta}{\delta r}\left[r \frac{\delta m}{\delta r}\right] = \frac{kb}{r} \frac{K_6}{b^3}\left[g'(\eta) + \eta g''(\eta)\right],$$

unde derivatele funcției $g(\eta)$ sînt în raport cu η. Egalînd derivatele precedente rezultă:

$$-\left[2g(\eta) + \eta g'(\eta)\right] = \frac{k}{c\eta}\left[g'(\eta) + \eta g''(\eta)\right],$$

sau sub forma:

$$-\frac{d}{d\eta}\left[\eta^2 g(\eta)\right] = \frac{k}{c} \frac{d}{d\eta}\left[\eta g'(\eta)\right]. \qquad (30)$$

Prin integrarea ecuației (30) se obține:

$$-\eta^2 g(\eta) = \frac{k}{c}\, \eta g'(\eta) + K_7 , \qquad (31)$$

în care pentru $\eta = 1$, $g(\eta) = 0$ și $g'(\eta) = 0$ și deci $K_7 = 0$.

Ecuația diferențială (31) conduce la expresia funcției de distribuție a fluxului:

$$g(\eta) = K_8 \exp\left(-\frac{c}{2k}\eta^2\right). \qquad (32)$$

Pentru $\eta = 0$, $g(\eta) = 1$ și $K_8 = 1$.

Reluînd expresia constantei K_5 se obține:

$$K_5 = \frac{k}{c}\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2k}\right)\right]. \qquad (33)$$

Cu aceasta:

$$m_m(x) = \frac{R_o^2\, u_{mo}\, \mu_o}{2x^2\, ck\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2k}\right)\right]}, \qquad (34)$$

ceea ce arată că fluxul axial median scade cînd x crește.

Soluția generală (27) devine:

$$m(x, r) = m_m(x) \exp\left(-\frac{1}{2ck}\frac{r^2}{x^2}\right). \qquad (35)$$

Dar $m(x, r) = (x, r)\, \mu(x, r)$. Folosind pentru viteza $u(x, r)$ expresia (18), rezultă în final legea de variație a concentrației fazei solide în jet:

$$\mu(x, r) = \frac{R_o \mu_o}{2x\, ck} \frac{\sqrt{2\rho_{am}\, \varkappa c\left[1 - \exp\left(\frac{c}{2\varkappa}\right)\right]}}{\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2k}\right)\right]\sqrt{\rho_{oam}}} \exp$$

$$\exp\left[-\frac{1}{2c}\left(\frac{1}{k} - \frac{1}{2\varkappa}\right)\frac{r^2}{x^2}\right]. \qquad (36)$$

În expresia (36) făcînd $r = 0$, rezultă legea de variație a concentrației fazei solide pe axul jetului:

(37)

$$\mu_m(x) = \frac{R_o \mu_o}{2xck} \frac{\sqrt{2\rho_{am} \varkappa c \left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2\varkappa}\right)\right]}}{\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2k}\right)\right]\sqrt{\rho_{oam}}}.$$

Astfel (36) se mai scrie:

$$\mu(x, r) = \mu_m(x) \exp\left[-\frac{1}{2c}\left(\frac{1}{k} - \frac{1}{2\varkappa}\right)\frac{r^2}{x^2}\right] \quad (38)$$

Într-o anumită secțiune, raza pentru care $\mu(x, r) = \frac{1}{2}\mu_m(x)$, o notăm cu $r_{0,5}$ Din (38) rezultă:

$$r_{0,5}^2 = \frac{4k c\varkappa}{2\varkappa - k} x^2 \ln 2, \quad (39)$$

cu care (38) se mai poate scrie:

$$\mu(x, r) = \mu_m(x) \exp\left[-0{,}693\left(\frac{r}{r_{0,5}}\right)^2\right]. \quad (40)$$

Reluînd expresia concentrației axiale (37), notăm cu $x_{0,5}$ valoarea abscisei pentru care $\mu_m(x) = \frac{1}{2}\mu_o$,

$$x_{0,5} = \frac{R_o}{ck} \frac{\sqrt{2\rho_{am} \varkappa c \left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2\varkappa}\right)\right]}}{\left[1 - \exp\left(-\frac{c}{2k}\right)\right]\sqrt{\rho_{oam}}}. \quad (41)$$

Astfel putem scrie (37) în coordonate generalizate:

$$\frac{\mu_m(x)}{\mu_o} \cdot \frac{x}{x_{0,5}} = 0{,}5. \quad (42)$$

Folosind legile de bază ale teoriei probabilității, distribuția concentrației în secțiunea jetului (ecuația 38) se poate scrie:

$$\mu(x, r) = \mu_m(x) \exp(-\sigma^2 r^2), \quad (43)$$

unde σ este o mărime care caracterizează densitatea fluxului de particule în secțiunea jetului, m^{-1}; cu cît σ este mai mic cu atît fluxul de particule este mai uniform în secțiune. Comparînd 43) cu (38) rezultă pentru σ:

$$\sigma^2 = \frac{1}{2c}\left(\frac{1}{k} - \frac{1}{2\varkappa}\right)\frac{1}{x^2}. \quad (44)$$

Punctul de inflexiune al funcției $\mu(x, r)$ într-o anumită secțiune rezultă din anularea derivatei a doua;

$$\frac{d^2\mu(x, r)}{2r^2} = 0; \quad (45)$$

$$-2\mu_m(x)\sigma^2 \exp(-\sigma^2 r^2)\ (1 - 2\sigma^2 r^2) = 0$$

Notînd raza punctului de inflexiune cu r_i (se mai numește și raza de dispersie) din (45) rezultă:

$$r_i^2 = \frac{1}{2\sigma^2} = \frac{2c\varkappa k}{2k - \varkappa} x^2, \quad (46)$$

ceea ce arată că raza de inflexiune crește liniar cu x, sau că punctele de inflexiune sînt așezate pe o linie dreaptă care trece prin polul zonei de bază a jetului bifazic. Comparînd (39) cu (46) rezultă relația de legătură:

$$r_{0,5}^2 = 2r_i^2 \ln 2 \quad \text{sau} \quad r_{0,5} = 1{,}18\, r_i. \quad (47)$$

Valoarea concentrației în punctul de inflexiune, rezultă în urma înlocuirii expresiei (46) în (43), astfel:

$$\mu_i(x, r_i) = \mu_m(x) \exp\left(-\frac{1}{2}\right) = 0{,}606\, \mu_m(x). \quad (48)$$

Concluzii

Adoptînd ca model fizic un jet omogen încărcat cu particule de cărbune, în lucrare s-au dedus pe cale teoretică cîmpurile de viteze și concentrații. Graficele găsite concordă suficient de bine cu rezultatele experimentale extrase din literatura de specialitate.

Lucrarea creează posibilitatea abordării și altor aspecte legate de structura și evoluția jeturilor bifazice, atît în condiții izotermice cît și neizotermice.

Anexa

Densitatea curentă (medie în secțiune) a amestecului, se calculează cu formula [7]:

$$\rho_{am} = \frac{\rho_{oa}(1 + G_{antr}/G_{oa}) + \mu_o/g}{1 + \rho_{oa} G_{antr}/\rho_\infty G_{oa}}, \text{ kg/m}^3,$$

în care [7]

$$\frac{G_{antr}}{G_{oa}} = \frac{1}{2}\left[\sqrt{\left(1 - \frac{\rho_\infty}{\rho_{oa}} + \frac{\mu_o}{g\rho_{oa}}\right)^2 + 11{,}55\, c_{0,5}^2 \left(1 + \frac{\mu_o}{g\rho_{oa}}\right)\frac{\rho_\infty}{\rho_{oa}}\frac{x^2}{R_o^2}} - \left(1 + \frac{\rho_\infty}{\rho_{oa}} + \frac{\mu_o}{g\rho_{oa}}\right)\right] \quad (49)$$

unde:

ρ_{oa}, ρ_∞ sînt densitățile inițiale, a fluidului portant, respectiv a fluidului antrenat din incinta în care se dezvoltă jetul, kg/m³;

G_{oa}, G_{antr} — debitele masice ale fluidului portant și antrenat, kg/s.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Loiţianschii, L.G.:* Mehanica jidcosti i gaza, Izd. Nauka, Moskva, 1970.

[2] *Vulis, L.A., Kaşkarov, V.P.:* Teoria strui viazcoi jidcosti, Izd. Nauka, Moskva, 1965.

[3] *Lişevski, A.S.:* Raspîlivanie topliva v sudovîh dizeliah, Izd. Sudostroienie, Leningrad, 1971.

[4] *Laats, M.:* Experimentalnoe issledovanie razvitia pîlevozdușnoi strui, Izv. AN ESSR, nr. 4, pg. 569—578, 1965.

[5] *Laats, M.:* O vlianii tverdoi fazî na razvitie pîlevozdușnoi strui, Izv. AN ESSR, nr. 4, 579—587, 1965.

[6] *Kantorovici, B. V. ş.a.:* Ghidrodinamica i teoria gorenia potoca topliva, Izd. „Metallurghia", Moskva, 1971.

[7] *Neaga, C.:* Calculul analitic al cîmpurilor de viteze şi concentraţii în jeturile bifazice izotermice, Ses. ştiinţifică a cadrelor didactice din Inst. polit. Bucureşti, decembrie, 1972.

CZ : 621.646.2 : 621.51

Calculul supapelor compresoarelor cu piston pe baza vitezelor medii pătratice

Conf. ing. Muică **DABA**, şef lucr., ing. Vasile **CIOBANU**, şef lucr., ing. Dumitru **ARĂDĂU**
— Universitatea din Galaţi

Introducere

În prezent calculul supapelor compresoarelor cu piston se face pe baza vitezelor medii admise la trecerea agentului de lucru prin ele. Această metodă nu dă o corelare între dimensiunile supapei şi pierderea de presiune, respectiv de lucru mecanic care se produce datorită ei, care după cum se ştie influenţează asupra randamentului compresorului. Pentru o utilizare eficientă a energiei consumate de compresor este nevoie ca la proiectarea supapelor să se ţină seama de această corelare.

Metoda de calcul

Determinarea dimensiunilor supapelor compresoarelor cu piston pe baza vitezelor medii pătratice se face în ipoteza că la curgerea agentului prin ele, densitatea lui ρ rămîne constantă.

Pierderea de presiune la curgerea agentului prin supapă poate fi exprimată prin relaţia :

$$\Delta p = \zeta \frac{\rho}{2} \left(\frac{w_p \cdot A_p}{i_s \cdot A_s} \right)^2 \qquad (1)$$

în care :

ρ — densitatea agentului de lucru, [kg/m^3]
A_p — aria pistonului [m^2] ;
i_s = numărul de supape asemenea ;
$A_s = \varphi \pi \Sigma b_i d_i$ — aria de curgere prin scaunul supapei (canale inelare), [m^2] ;

sau :

$A_s = \frac{\pi}{4} \sum_{i,j} b_{ij}^2$ — pentru canale circulare, [m^2] ;

φ = 0,74 ... 0,84 — coeficient de reducere a secţiunii din cauza întreruperii canalelor [6].

Elementele constructive ale unei supape se indică în figura 1.

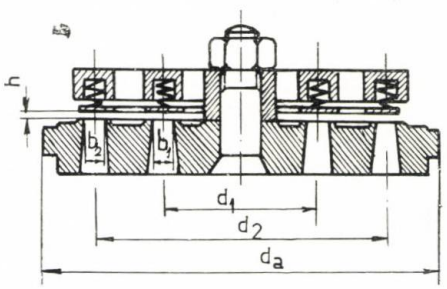


Fig. 1. Supapa compresorului

În figura 2 se dă diagrama indicată, normală şi decalată cu 180° (piston cu două feţe active) a unui compresor cu piston, din care reies pierderile de presiune Δp pe cursele de aspiraţie şi refulare, care sînt variabile în lungul celor două curse.

Acest lucru reiese şi din relaţia (1), întrucît se ştie că viteza momentană a pistonului w_p variază în lungul curselor.

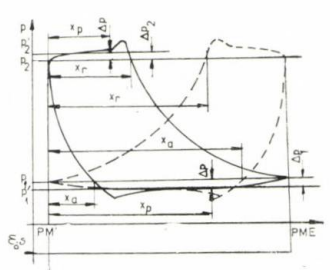


Fig. 2. Diagrama indicată :
——— normală
— — — — decalată cu 180°

Conform relației (1) pierderea de presiune poate fi calculată pentru fiecare poziție a pistonului de unghiul α de la manivelă, utilizînd relațiile aproximative ale deplasării și vitezei pistonului :

$$x_p = \frac{s}{2}\left(1 - \cos\alpha + \frac{\lambda}{2}\sin^2\alpha\right) \tag{2}$$

$$w_p = \frac{s\omega}{2}\left(\sin\alpha + \frac{\lambda}{2}\sin 2\alpha\right) \tag{3}$$

Funcție de pierderea de presiune Δp se calculează pierderea de lucru mecanic ΔL, conform relațiilor :

— pentru supapa de aspirație :

$$\Delta L_1 = A_p \int_{x_a}^{s} \Delta p \cdot dx_p \tag{4}$$

— pentru supapa de refulare :

$$\Delta L_2 = A_p \int_{0}^{x_r} \Delta p \cdot dx_p \tag{4a}$$

Pierderile de lucru mecanic la aspirație ΔL_1 și la refulare ΔL_2 date de relațiile (4) și (4a) pot fi reprezentate prin ariile a două dreptunghiuri, după ecuațiile :

$$\Delta L_1 = A_p (s - x_a) \cdot \Delta p_1 \tag{5}$$

$$\Delta L_2 = A_p x_r \cdot \Delta p_2 \tag{5a}$$

Pe baza relațiilor (1), (4), (4a), (5) și (5a) se obțin pierderile medii de presiune la aspirație Δp_1 și la refulare Δp_2 conform expresiilor :

$$\Delta p_1 = \frac{\int_{x_a}^{s} \Delta p \cdot dx_p}{s\left(1 - \frac{x_a}{s}\right)} = \frac{\rho_1 A_p^2 \int_{x_a}^{s} w_p^2 \cdot dx_p}{2 i_{s_1}^2 A_{s_1}^2 \left(1 - \frac{x_a}{s}\right)} \tag{6}$$

$$\Delta p_2 = \frac{\int_{0}^{x_r} \Delta p \cdot dx_p}{s\frac{x_r}{s}} = \frac{\zeta_2 \rho_2 A_p^2 \int_{0}^{x_r} w_p^2 \cdot dx_p}{2 i_{s_2}^2 A_{s_2}^2 s\frac{x_r}{s}} \tag{6a}$$

Aceste pierderi medii de presiune la aspirație Δp_1 și la refulare Δp_2 se pun sub formele :

$$\Delta p_1 = \zeta_1 \frac{\rho_1}{2} \overline{w}_{sm_1}^2 \tag{7}$$

$$\Delta p_2 = \zeta_2 \frac{\rho_2}{2} \overline{w}_{sm_2}^2 \tag{7a}$$

în care $\overline{w}_{sm_1}$ și $\overline{w}_{sm_2}$ sînt vitezele medii pătratice ale agentului de lucru în supapele de refulare și sînt date de relațiile :

$$\overline{w}_{sm_1} = \frac{A_p}{i_{s_1} A_{s_1}} \overline{w}_{pm_1} \tag{8}$$

$$\overline{w}_{sm_2} = \frac{A_p}{i_{s_2} A_{s_2}} \overline{w}_{pm_2} \tag{8a}$$

unde $\overline{w}_{pm_1}$ și $\overline{w}_{pm_2}$ sînt vitezele medii pătratice ale pistonului pe cursa de aspirație și cursa de refulare și conform relațiilor (6) și (6a) sînt date de expresiile :

$$\overline{w}_{pm_1} = \sqrt{\frac{\int_{x_a}^{s} w_p^2 \cdot dx_p}{s\left(1 - \frac{x_a}{s}\right)}} \tag{9}$$

$$\overline{w}_{pm_2} = \sqrt{\frac{\int_{0}^{x_r} w_p^2 \cdot dx_a}{s\frac{x_r}{s}}} \tag{9a}$$

Din relațiile (9) și (9a) rezultă că vitezele medii pătratice ale pistonului $\overline{w}_{pm_1}$ și $\overline{w}_{pm_2}$ pe cursele de aspirație și refulare diferă de viteza medie a pistonului care este :

$$w_{pm} = \frac{s \cdot n}{30} \tag{10}$$

Pe baza relațiilor (9) și (9a) se determină raportul : $2 \cdot \overline{w}_{pm}/s\omega$ în funcție de poziția relativă a pistonului la deschiderea supapelor x/s și de raportul razei manivelei către lungimea bielei $\lambda = r/l_b$; valorile funcției $2 \cdot \overline{w}_{pm}/s\omega$ sînt date în figura 3.

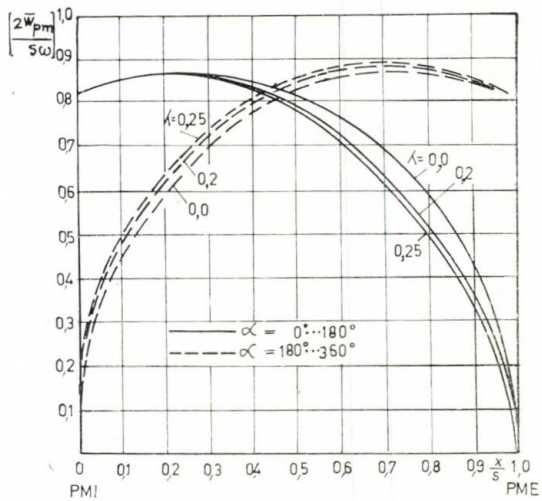


Fig. 3. Raportul $2w_{pm}/s\omega$ în funcție de raportul razei manivelei către lungimea bielei $\lambda = r/l_b$ și de poziția relativă a pistonului la deschiderea supapei x/s.

Cu raportul $2 \cdot \overline{w}_{pm}/s\omega$ determinat din figura 3 pentru un anumit compresor se poate determina viteza medie pătratică a pistonului $\overline{w}_{pm} = \frac{s\omega}{2}(2 \cdot w_{pm}/s\omega)$, iar din relațiile (8), (8a) (7), (7a), (5) și (5a) se obțin aceleași pierderi de lucru mecanic ΔL ca la integrala ecuațiilor (4) și (4a).

Pentru calculul dimensiunilor supapei se pleacă de la admiterea pierderii de lucru mecanic ΔL sau a pierderii medii de presiune Δp. Pierderea de lucru mecanic ΔL se consideră un anumit procent din lucrul mecanic izotermic L_{iz}, calculat între presiunile nominale p_1 și p_2 în cazul comprimării gazelor, sau din lucrul mecanic adiabatic L_{ad} calculat între aceleași presiuni, în cazul comprimării vaporilor.

Lucrul mecanic în procesul de comprimare izotermic L_{iz}, pentru gazele perfecte ținînd cont și de influența spațiului mort, se determină cu relația :

$$L_{iz} = \lambda p_1 V_c \cdot ln \frac{p_2}{p_1} \qquad (11)$$

în care : λ_1 este coeficientul de debit datorită existenței spațiului mort, determinat după relația :

$$\lambda_1 = 1 - \varepsilon_0 \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{1/n'} - 1 \right] \qquad (11a)$$

unde :

$\varepsilon_0 = \frac{V_0}{V_c}$ — este coeficientul spațiului mort relativ ;

n' — exponentul politropic al curbei de destindere.

În cazul gazelor reale la calculul lucrului mecanic se ține seama de coeficienții de compresibilitate reală ($\xi = pv/RT$).

Lucrul mecanic adiabatic L_{ad} de comprimare a vaporilor se determină cu expresia :

$$L_{ad} = \frac{\varkappa}{\varkappa - 1} \lambda_1 p_1 V_c \left[\left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\varkappa - 1}{\varkappa}} - 1 \right] \qquad (12)$$

De regulă la agenții frigorifici calculul se efectuează cu diagrama lg$p$—h, de aceea se va transforma și relația (12) în acest sens :

$$L_{ad} = m (h_2 - h_1) = \frac{\lambda_1 V_c}{v_1} (h_2 - h_1) \qquad (12a)$$

în care : m este masa de agent, h_1 și v_1 entalpia și volumul specific al agentului la începutul comprimării, iar h_2 entalpia agentului la sfîrșitul comprimării.

Dacă se admite pierderea de lucru ΔL, care nu va depăși valoarea de 10% din lucrul mecanic izotermic L_{iz} sau adiabatic L_{ad} pentru ambele supape, se determină pierderea medie de presiune Δp la curgerea agentului prin supapă, conform relațiilor (5) și (5a) puse sub formele :

$$\Delta p_1 = \frac{\Delta L_1}{A_p s \left(1 - \frac{x_a}{s} \right)}$$

$$\Delta p_2 = \frac{\Delta L_2}{A_p s \frac{x_r}{s}}$$

Punînd pierderile de presiune la aspirație Δp_1 și la refulare Δp_2 sub formele :

$$\Delta p_1 = p_1 - p'_1 = (1 - \sigma_1) p_1 \qquad (13)$$

$$\Delta p_2 = p'_2 - p_2 = (\sigma_2 - 1) p_2 \qquad (13a)$$

se determină vitezele medii pătratice $\overline{w}_{sm}$ de curgere a agentului prin supapa de aspirație $\overline{w}_{sm_1}$ și prin supapa de refulare $\overline{w}_{sm_2}$ din relațiile :

$$\overline{w}_{sm_1} = \sqrt{\frac{2(1 - \sigma_1) p_1}{\zeta_1 \rho_1}} = \sqrt{\frac{2(1 - \sigma_1) \xi_1 R T_1}{\zeta_1}} \qquad (14)$$

$$\overline{w}_{sm_2} = \sqrt{\frac{2(\sigma_2 - 1) p_2}{\zeta_2 \rho_2}} = \sqrt{\frac{2(\sigma_2 - 1) \xi_2 R T_2}{\zeta_2}} \qquad (14a)$$

sau

$$\overline{w}_{sm_2} = \sqrt{\frac{2(1 - 1/1\sigma_2) P'_2}{\zeta_2 \rho'_2}} = \sqrt{\frac{2(1 - 1/\sigma_2) \xi'_2 k T'_2}{\zeta_2}} \qquad (14b)$$

Odată ce vitezele medii pătratice $\overline{w}_{pm}$ și $\overline{w}_{sm}$ au fost determinate, ariile de curgere a agentului prin supapă se stabilesc conform relațiilor (8) și (8a). Știind aria de curgere a agentului prin supapă A_s, se determină dimensiunile geometrice ale supapei. Determinarea cursei maxime a discului supapei h_M se face admițînd raportul de deschidere a supapei ψ definit prin relația :

$$\psi = A_l / A_s = 0{,}3 \ldots 0{,}8 \qquad (15)$$

La supapele la care agentul curge prin canale inelare și pentru $b_i = b = \text{const}$, relația (15) devine.

$$\psi = \frac{2\pi h_M \Sigma d_i}{\varphi \pi \Sigma b_i d_i} = \frac{2h_M}{\varphi b} \qquad (15a)$$

În ce privește coeficienții de rezistență ζ la curgerea agenților prin supape se dau următoarele valori [3] :

$\zeta = 2 \ldots 15$ — pentru gaze în general,

$\zeta_1 = 12 \ldots 15$ — pentru agenți frigorifici (supapa de aspirație),

$\zeta_2 = 5 \ldots 7$ — pentru agenți frigorifici (supapa de refulare).

Dacă se admit pierderile medii de presiune Δp la curgerea agentului prin supape, atunci nu se mai pune problema determinării lucrului mecanic, iar calculul dimensiunilor supapelor decurge identic.

Valorile pierderilor medii de presiune Δp se determină funcție de presiunile nominale p_1 și p_2 conform relațiilor (13) și (13a) pentru care se indică [1]:

$\sigma_1 = 0{,}93 \ldots 0{,}99$ — pentru gaze în general
$\sigma_1 = 0{,}95 \ldots 0{,}97$ — pentru amoniac
$\sigma_1 = 0{,}9 \ldots 0{,}95$ — pentru freoni
$\sigma_2 = 1{,}01 \ldots 1{,}07$ — pentru gaze în general
$\sigma_2 = 1{,}05 \ldots 1{,}07$ — pentru amoniac
$\sigma_2 = 1{,}01 \ldots 1{,}15$ — pentru freoni

Exemplu de calcul

Se cere să se calculeze supapa de aspirație a unui compresor de aer într-o treaptă cu acțiune simplă, cu următoarele date:

- cursa pistonului — $s = 65$ mm;
- diametrul pistonului — $d_p = 65$ mm;
- turația — $n = 575$ rot/min;
- raportul razei manivelei către lungimea bielei — $\lambda = 0{,}2$;
- presiunea de aspirație — $p_1 = 1{,}02$ bari;
- presiunea de refulare — $p_2 = 3{,}44$ bari;
- coeficientul de spațiu mort relativ — $\varepsilon_0 = 0{,}05$;
- temperatura înaintea supapei de aspirație — $T_1 = 293°K$

Rezolvare

Din diagrama reală simplificată se obține $x_a/s = 0{,}166$. Coeficientul de reducere a debitului datorită spațiului mort λ_1 rezultă din relația (11a):

$$\lambda_1 = 1 - \varepsilon_0 \left[\left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{1/n'} - 1 \right] =$$

$$= 1 - 0{,}05 \left(\frac{3{,}44}{1{,}02} - 1 \right) = 0{,}89,$$

unde $n' = 1$ (destinderea este considerată izotermă). Lucrul mecanic consumat conform relației (11) este:

$$L_{iz} = \lambda_1 p_1 V_c \ln \frac{p_2}{p_1} = 0{,}89 \cdot 1{,}02 \cdot 10^5 \cdot \frac{\pi \cdot 0{,}065^2}{4} \cdot$$

$$\cdot 0{,}065 \ln \frac{3{,}44}{1{,}02} = 23{,}8 \text{ J/ciclu}$$

Pierderea de lucru mecanic în supapa de aspirație ΔL_1 se consideră 3% din lucrul mecanic izotermic, deci:

$$\Delta L_1 = 0{,}03 \; L_{iz} = 0{,}03 \cdot 23{,}8 = 0{,}714 \text{ J}$$

Pierderea medie de presiune p_1 este:

$$\Delta p_2 = \frac{\Delta L_1}{A_p \, s(1 - x_a/s)} =$$

$$= \frac{0{,}714}{33 \cdot 10^{-4} \cdot 6{,}5 \cdot 10^{-2}(1 - 0{,}166)} = 0{,}04 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$$

Coeficientul σ_1 conform relației (13) este:

$$\sigma_1 = 1 - \frac{\Delta p_1}{p_1} = 1 - \frac{0{,}04}{1{,}02} = 0{,}966$$

Din figura 3 pentru $x_a/s = 0{,}166$ rezultă raportul $2\,\overline{w}_{pm_1}/s\omega = 0{,}86$ de unde:

$$\overline{w}_{pm_1} = \frac{0{,}86 \cdot s\omega}{2} = \frac{0{,}86 \cdot 6{,}5 \cdot 10^{-2} \cdot \pi \cdot 575}{2 \cdot 30} =$$

$$= 1{,}684 \text{ m/s}$$

După relația (14) și pentru $\zeta_1 = 8$ rezultă viteza medie pătratică de curgere a aerului prin supapă la valoarea:

$$\overline{w}_{sm_1} \sqrt{\frac{2(1 - \sigma_1)\xi_1 R T_1}{\zeta_1}} =$$

$$= \sqrt{\frac{2(1 - 0{,}966) \cdot 1 \cdot 287 \cdot 293}{8}} = 26{,}6 \text{ m/s}$$

Aria de curgere a aerului prin supapă după relația (8) este:

$$i_{s_1} A_{s_1} = A_p \frac{\overline{w}_{pm_1}}{\overline{w}_{sm_1}} = 33 \frac{1{,}684}{26{,}6} = 2{,}08 \text{ cm}^2$$

Se alege o singură supapă ($i_{s_1} = 1$), iar secțiunea A_{s_1} se consideră realizată de 8 găuri de $\varnothing$ 6 mm dispuse pe un cerc cu $\varnothing$ 24 mm. Cu mărimile adoptate, aria efectivă va fi:

$$A_{se_1} = \frac{\pi d^2}{4} z = \frac{\pi \cdot 0{,}6^2}{4} 8 = 2{,}26 \text{ cm}^2$$

Înălțimea maximă de ridicare a discului supapei h_M rezultă din relația (15), alegînd $\psi = 0{,}65$.

$$A_{l_1} = \psi A_{se_1} = 0{,}65 \cdot 2{,}26 = 1{,}46 \text{ cm}^2$$

$$A_{l_1} = 2\pi D h_M = 1{,}46 \text{ cm}^2$$

$$h_M = \frac{A_{l_1}}{2\pi D} = \frac{1{,}46}{2\pi \cdot 2{,}4} = 0{,}0975 \text{ cm}$$

Se alege $h_M = 1{,}0$ mm.

Concluzii

Din cele prezentate rezultă cum se pot calcula supapele compresoarelor cu piston în funcție de vitezele medii pătratice ale pistonului $\overline{w}_{pm}$ și ale agen-

tului în supapă $\overline{w}_{sm}$ Prin acest calcul se face corelația între dimensiunile supapei și pierderea de lucru mecanic sau de presiune, ce au loc în supapă.

Simboluri și denumiri utilizate

A [m²] — aria în interstițiul supapei ;
A_p [m²] — aria pistonului ;
A_s [m²] — aria de curgere prin scaunul supapei ;
h [J/kg] — entalpia specifică ;
is [—] — numărul de supape asemenea ;
L [J] — lucrul mecanic ;
m [kg] — masa ;
n [rot/min] — turația compresorului ;
p [N/m²] — presiunea ;
R [J/kg.k] — constanta specifică de gaz ;
s [m] — cursa pistonului ;
T [K] — temperatura termodinamică ;
V_c [m³] — volumul cursei pistonului ;
V_0 [m³] — volumul spațiului mort ;
v [m³/kg] — volumul specific ;
x_p [m] — deplasarea pistonului ;
w_p [m/s] — viteza momentană a pistonului ;
$\overline{w}_{pm}$ [m/s] — viteza medie pătratică a pistonului;
$\overline{w}_{sm}$ [m/s] — viteza medie pătratică a agentului prin supapă ;
α[rad] — unghiul de la manivelă ;
ε_0[—] — coeficientul de spațiu mort relativ ;
Δ[—] — diferență (pierdere) ;
ζ[—] — coeficient de rezistență la trecerea agentului de lucru prin supapă ;
$\varkappa$[—] — exponentul adiabatic ;
λ[—] — raportul razei manivelei către lungimea bielei ;
λ_1[—] — coeficientul de debit datorită existenței spațiului mort ;
ξ[—] — coeficient de compresibilitate reală a gazelor ;
ρ[kg/m³] — densitatea agentului de lucru ;
σ[—] — raportul pierderii de presiune în supapă ;
ω[s⁻¹] — viteza unghiulară a manivelei.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Daba, M., Arădău, D.* : Calculul și construcția compresoarelor. Compresoare cu piston. Galați, Institutul politehnic, 1971.

[2] *Daba, M., Arădău, D.* : Le rendement energétique des installations frigorifiques dans une étage utilisant des compresseurs à piston. Moscou, XIV-ème Congrès International du Froid, 1975.

[3] *Bäckström, M., Emblick, E.* : Kältetechnik, Karlsruhe, Verlag, G. Braun, 1965.

[4] *Gosney, W. B.* : A rational Expression for coefficient of Performance. In : „The Journal of Refrigeration", nr. 7, 1969, p. 218—220.

[5] *Adolph, D.* : Rechenverfahren zur zweckmäßigen Auswahl der Arbeitsventile für Kolbenverdichter. In : „Maschinenbau Technik, nr. 11, 1967, p. 584—588.

[6] *Weber, F.I.* : Arbeitsmaschinen, I. Kolbenpumpen und Kolbenverdichter. Berlin, Verlag, Technik, 1961.

[7] *Frenkel, M.I.* : Porșnevîe kompressorî. Leningrad, Mașinostroenie, 1969.

CZ : 669.18

Criterii de apreciere a influenței stării de tensiune asupra comportării mecanice a oțelurilor pentru construcții de mașini

Dr. ing. Voicu **SAFTA** — Institutul de sudură și încercări de materiale (I.S.I.M.) — Timișoara

Introducere

Alături de temperatură și de viteza de deformare, starea de tensiune reprezintă unul din factorii determinanți ai capacității de deformare a metalelor, cu implicații directe, atît asupra concepției, cît și asupra exploatării organelor de mașini și elementelor de construcții. Ignorarea acestor factori și mai ales a interacțiunii lor în condiții defavorabile (temperaturi scăzute, viteze mari de solicitare — șocuri, stări de tensiune de întindere cu grad de triaxialitate pronunțat) s-a soldat cu adevărate catastrofe prin ruperi instantanee, fără deformații vizibile, cu toate că materialele întrebuințate au satisfăcut în foarte multe cazuri caracteristicile mecanice prescrise [1]

Pentru un mod de solicitare dat, starea de tensiune într-un anumit volum de material este condiționată în principal de structura ansamblului, tensiunile reziduale, forma și dimensiunile organului sau elementului considerat din ansamblu. În timp ce dependența caracteristicilor mecanice de viteza de deformare și de temperatură a fost în mare măsură lămurită, ca urmare în principal a cercetărilor asupra tenacității oțelurilor la solicitări de tracțiune și încovoiere dinamică, investigațiile întreprinse în vederea stabilirii influenței stării de tensiune întîmpină deosebite dificultăți [4]. Ele rezidă în primul rînd din faptul că repartiția tensiunilor în locurile unde se produc stări bi și triaxiale, cum sînt de exemplu zonele cu concentrări de tensiune,

poate fi stabilită numai în stadiul deformațiilor elastice [22]. În al doilea rînd, ele rezultă din imposibilitatea producerii unor stări de tensiune cu triaxialitate pronunțată, care să fie cît de cît omogene spre a putea fi abordate cu mijloace experimentale relativ simple. În sfîrșit, însăși stabilirea unui criteriu univoc pentru caracterizarea globală a stării de tensiune constituie în sine o problemă, care nu a găsit o rezolvare riguroasă pînă în momentul de față. Limitări apar și în privința posibilităților de caracterizare a comportării materialelor în domeniul deformațiilor elastoplastice și plastice mari. În aceste stadii, ca și în cazul ruperii de altfel, fenomenul nu poate fi descris de nici o funcție reprezentînd combinații între tensiuni și deformații, fiind influențat în aceeași măsură de gradul de deformare și de istoria desfășurării procesului de deformare.

Criterii bazate pe teoria stărilor de tensiune limită

Starea de tensiune într-un punct oarecare al unui solid deformabil, omogen și izotrop, este univoc definită prin tensorul tensiunilor, respectiv prin componentele sale după direcțiile principale σ_1, σ_2 și σ_3 (fig. 1a). Grafic ea poate fi reprezentată cu ajutorul diagramei lui Mohr (fig. 1 b).

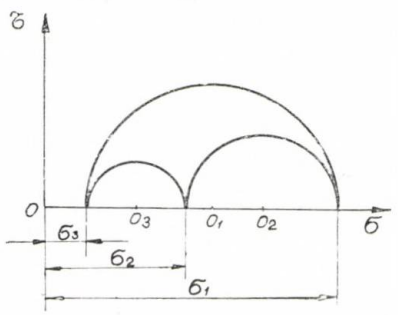


Fig. 1. Tensiuni principale pe suprafețele cubului și reprezentarea lor grafică.

Necesitățile practice au pus însă problema simplificării reprezentării prin trei componente și găsirii unei forme condensate, capabilă să exprime interdependența celor trei componente la o anumită solicitare, cunoscută sub denumirea de grad de triaxialitate a stării de tensiune, sau pe scurt triaxialitate. Totodată trebuia avut în vedere ca forma propusă să fie adecvată, atît pentru caracterizarea stadiului de comportare elastică sau plastică a materialului, cît și pentru caracterizarea ruperii.

Deși literatura mai recentă dezvăluie chiar dispute asupra paternității introducerii acestei noțiuni, ideea a fost intuită și utilizată mai de mult, fiind menționată într-o serie de publicații din care se citează [7], [9].

Sub formă generală gradul de triaxialitate este definită prin relația:

$$x = 1 - \frac{\sigma_e}{\sigma_1} \qquad (1)$$

unde σ_e este tensiunea echivalentă limită, derivată din condițiile de curgere sau de plasticitate, iar σ_1 este tensiunea principală maximă corespunzătoare ipotezei $|\sigma_1| > |\sigma_2| > |\sigma_3|$.

Gradul de triaxialitate poate lua valori pînă la limita $x \leqslant 1$. Valoarea zero corespunde cazului cînd componentele σ_2 și σ_3 pot fi neglijate în raport cu valoarea lui σ_1, ca de exemplu la solicitarea de tracțiune monoaxială. Valori negative sînt posibile în cazurile $\sigma_1 > 0$ și $\sigma_{2,3} < 0$. În sfîrșit, gradul de triaxialitate ia valoarea maximă cînd condițiile de solicitare sînt de așa natură încît componente de același semn, σ_2 și σ_3 devin egale cu σ_1, cum este cazul într-un volum cuprins în centrul unui corp sferic încălzit brusc.

Dacă în relația (1) se introduce condiția de apariție a curgerii după teoria tensiunilor tangențiale maxime, atunci

$$x = 1 - \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1} = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \qquad (2)$$

În cazul folosirii teoriei generalizate a lui O. Mohr.

$$x = 1 - \frac{\varphi(\sigma)}{\sigma_1} \qquad (3)$$

unde funcția $\varphi(\sigma)$ se determină din caracteristicile stărilor de tensiune limită (fig. 2). Dacă înfășurătoarea stărilor limită este înlocuită printr-un segment de dreaptă, potrivit teoriei simplificate a lui Mohr, expresia gradului de triaxialitate va fi:

$$x = \nu \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \qquad (4)$$

formă prin care se generalizează relația (2) pentru materialele la care rezistența la tracțiune (σ_{rt}) și compresiune (σ_{rc}) este diferită $\sigma_{rt}/\sigma_{rc} = \nu \neq 1$. Se știe că la unele categorii de fonte $\nu = 0{,}20 \ldots 0{,}25$, iar la o serie de oțeluri aliate, oțeluri în stare călită sau chiar oțeluri carbon puternic ecruisate, raportul celor două rezistențe este mult sub valoarea 1,0. Importanța introducerii acestui criteriu rezultă din avantajul considerării caracteristicilor reale de rezistență, precum și din faptul că poate fi utilizat pentru orice stare limită de la apariția curgerii și pînă la rupere.

Trecînd la ilustrarea grafică prin diagrama din figura 2, în care pentru un anumit material și condiții de solicitare (temperatură, viteză de deformare) s-a trasat curba stărilor

limită în domeniul tensiunilor de întindere; se observă că pe măsura măririi gradului de triaxialitate atingerea înfășurătorii limită are loc la tensiuni tangențiale din ce în ce mai mici, caracterul ruperii apropiindu-se tot mai mult de o rupere fragilă. Cercul notat cu 1 reprezintă cazul stării monoaxiale de tensiune ($\sigma_1 \neq 0$; $\sigma_{2,3} = 0$), cel notat cu 2, starea plană ($\sigma_{1,2} \neq 0$; $\sigma_3 = 0$), iar cercurile 3 și 3', starea triaxială ($\sigma_{1,2,3} \neq 0$). Intersecția curbei limită cu axa abscisei ($\tau = 0$), determină rezistența la separarea fragilă a materialului σ_s cunoscută în literatură și sub denumirea de coeziune tehnică [1]. După cum rezultă și din figura 2 în acest punct tensorul tensiunilor se reduce a componența sa hidrostatică, ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$), deviatorul și implicit posibilitățile de deformare plastică fiind nule.

Prin caracteristicile intrinseci ale materialului, un rol hotărîtor revine și alurii curbei limită $\tau_f = f(\sigma)$ (fig. 3), pentru care experiența a confirmat existența unei forme parabolice. Se poate observa că pe cîtă vreme în cazul curbelor pronunțat căzătoare (fig. 3a) există posibilități largi de atingere a rezistenței la separare înainte de apariția curgerii, în cazul variațiilor cu pantă mică (fig. 3b) acest lucru devine posibil numai în mod cu totul excepțional.

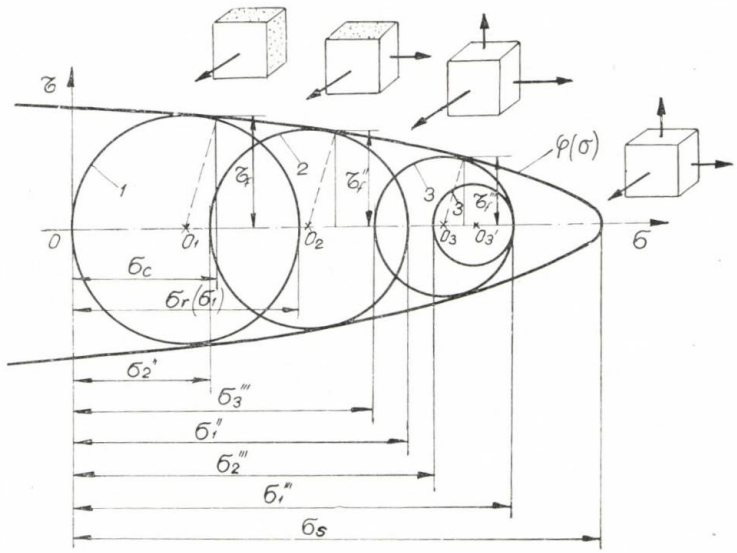


Fig. 2. Curba stărilor limită în domeniul $\sigma > 0$

În concluzie, la interpretarea calitativă și cantitativă a posibilităților de atingere și depășire a stărilor limită se impune luarea în considerare, atît a factorilor externi condiționați de solicitare, cît și a factorilor interni determinați de caracteristicile mecanice ale materialului. Pe baza celor enunțate devine posibilă formularea la modul general a condiției de producere a ruperii prin separare (clivaj), și anume:

$$\frac{\tau_{max}}{\sigma_1} < \frac{\tau_f}{\sigma_s} \qquad (5)$$

iar prin schimbarea semnului inegalității, a condiției de alunecare (rupere ductilă), [26].

Un alt criteriu de exprimare a gradului de triaxialitate, introdus din punctul de ve-

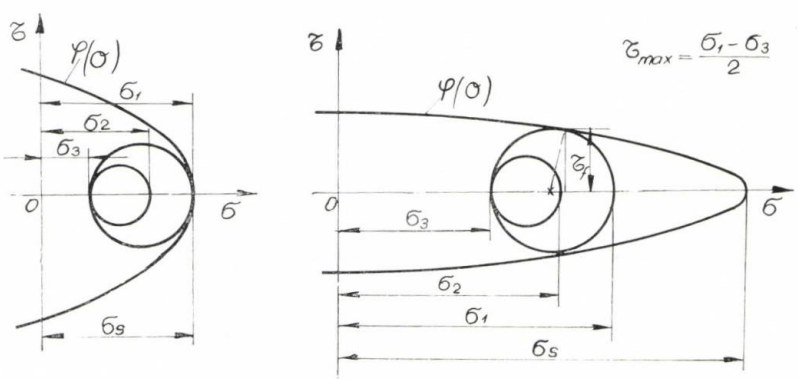


Fig. 3. Modalități de variație a funcției $\varphi(\sigma)$

dere al aprecierii capacității materialului de a se deforma, este cunoscut sub denumirea de plastifiere, fiind definit prin relația :

$$\Pi = \frac{\sigma_{e\ Mises}}{\sigma_1} = \left(1 + \eta_2^2 + \eta_3^2 - \eta_2\,\eta_3 - \right.$$

$$\left. - \eta_2 - \eta_3\right)^{1/2} \qquad (6)$$

în care :

$$\eta_2 = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}\,; \quad \eta_3 = \frac{\sigma_3}{\sigma_1} \qquad (7)$$

Avînd în vedere că prin introducerea funcției de plasticitate (criteriul Mises) în relația (1), se obține :

$$\Pi = 1 - x \qquad (8)$$

și rezultă că potrivit criteriului enunțat pericolul comportării fragile crește pe măsura scăderii valorilor Π.

Influența gradului de triaxilitate a stării de tensiune asupra comportării mecanice a oțelurilor este pusă în evidență prin diagrama din figura 4, care se construiește pe baza rezultatelor experimentale obținute pentru o anumită stare a materialului și condiții de solicitare (temperatură, viteză de deformare). În această reprezentare domeniile de comportare elastică, plastică, precum și modalitățile de rupere sînt definite prin hiperbola neoplastică $\Pi \cdot \sigma_1 = \text{const.}$, corespunzătoare atingerii limitei de curgere, respectiv prin curbele lianice (rupere prin alunecare), plasclivanice (rupere mixtă, prin smulgere fibroasă) și perclivanice (rupere prin separare, clivaj), corespunzătoare producerii ruperii. Pentru înlesnirea interpretărilor, și a formării unei imagini mai concrete cu privire la posibilitățile de ridicare a diagramei $\Pi - \sigma_1$, în partea dreaptă a figurii 4 sînt ilustrate cîteva tipuri de solicitare mai interesante din punct de vedere practic. Valoarea minimă a lui Π în prezența unei fisuri într-o placă groasă supusă la tracțiune este 0,433. Evident, cu cît punctele A și C se află la valori mai mici ale lui Π, respectiv mai mari ale lui σ_1 materialul sau starea de tratament va fi considerată mai favorabilă. Scăderea temperaturii și mărirea vitezei de deformare produc translația diagramei paralel cu axa Π, spre valori superioare ale lui σ_1 (diagrama cu linie întreruptă în fig. 4). Se observă că dacă, spre exemplu, la solicitarea de întindere monoaxială ($\Pi = 1{,}0$) limita de curgere a materialului în condiții inițiale este atinsă la tensiunea σ_1', (punctul D), iar ruperea (punctul E) are un caracter ductil, la o temperatură mai joasă, respectiv la o viteză de solicitare mai mare, curgerea se produce la o tensiune $\sigma_1'' > \sigma_1'$ (punctul D'), iar ruperea are un caracter mixt (punctul E').

Exceptînd relația (6), valorile Π pot fi determinate și cu ajutorul nomogramelor [4], respectiv în cazul probelor de tracțiune cu concentratori de tensiune [23] și cu ajutorul relației :

$$\Pi = 1 - 0{,}52\,\frac{\alpha_k^4 - 1}{\alpha_k^4 + 1} \qquad (9)$$

în care α_k reprezintă coeficientul teoretic de concentrare a tensiunilor [11], [13], [15].

Printre formele de exprimare a gradului de triaxialitate se mai menționează :

$$c = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_1} \qquad (10)$$

criteriu folosit în special în S.U.A.

Relativ la majoritatea criteriilor expuse trebuie remarcat însă faptul că unor valori date le corespund multiple posibilități de combinații între tensiunile principale, împietînd astfel asupra univocității determinării pe

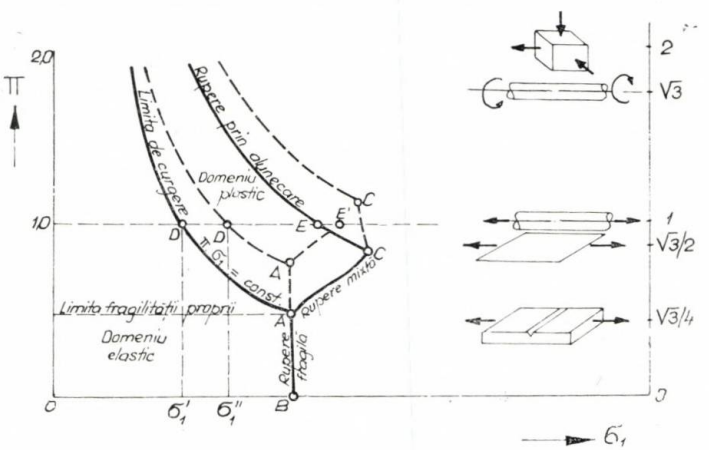


Fig. 4. Diagrama generalizată a comportării mecanice și cazuri de solicitare frecvent întîlnite.

anumite domenii. Spre exemplu, conform relației (1), în care pentru σ_e se introduce condiția de plasticitate Mises, se poate obține $x = 0$, atît pentru cazul stării monoaxiale ($\sigma_1 \neq 0$; $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$), cît și în cazul stării plane izotrope ($\sigma_1 = \sigma_3$; $\sigma_2 = 0$).

Criterii bazate pe teoria concentrării tensiunilor

În zonele cu concentrări de tensiune coeficientul de formă definit prin relația :

$$K = \frac{a}{\rho}, \tag{11}$$

unde $2a$ reprezintă lățimea, respectiv diametrul corpului considerat, iar ρ raza de curbură la vîrful concentratorului de tensiune, poate constitui o bună măsură a gradului de triaxialitate a stării de tensiune. Utilizarea în acest scop a coeficientului de formă impune însă respectarea condițiilor de concentrator adînc [13], precum și considerarea influenței exercitate de forma secțiunii și de tipul de solicitare. În vederea evitării limitei infinite la valorile foarte mici ale razei de curbură la vîrful concentratorului ($\rho \to 0$), se folosește raportul $k/(k+1)$.

La metalele ductile, în special o dată cu depășirea stadiului deformării elastice, dar mai cu seamă a limitei alungirii uniforme, se produc variații substanțiale ale formei concentratorului. Pentru luarea în considerare a efectului de micșorare a gradului de triaxialitate în aceste stadii de deformare prin redistribuirea tensiunilor [18], s-a propus [19], [20], folosirea coeficientului mediu de formă :

$$k_{med} = \frac{1}{\varepsilon'} \int_0^{\varepsilon'} k(\varepsilon')\, d\varepsilon', \tag{12}$$

funcția $k(\varepsilon')$ putîndu-se exprima cu ajutorul coeficientului de contracție Ψ al materialului:

$$k(\varepsilon') = f\left(ln \frac{1}{1-\psi}\right) \tag{13}$$

determinat prin încercări obișnuite de tracțiune.

Pe baza unor ipoteze simplificatoare și aproximărilor asupra efectului de ecruisare, precum și asupra procesului de deformare plastică la vîrful concentratorilor de tensiune, s-au putut găsi și modalități practice de determinare a gradului de triaxialitate în diferite stări limită, cum ar fi curgerea sau ruperea.

Astfel, la materialele cu o comportare ductilă, gradul de triaxialitate a stării de tensiune în stadiul curgerii se poate stabili din :

$$x_c = 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_{ck}} \tag{14}$$

unde σ_c reprezintă limita de curgere aparentă sau tehnică a materialului, iar σ_{ck} tensiunea medie corespunzătoare producerii curgerii generalizate în prezența concentratorului de intensitate k.

În figura 5 se prezintă corelațiile stabilite între gradul de triaxialitate corespunzător stadiului deformării plastice x_c și raportul $k/(k+1)$ al coeficientului de formă k (relația

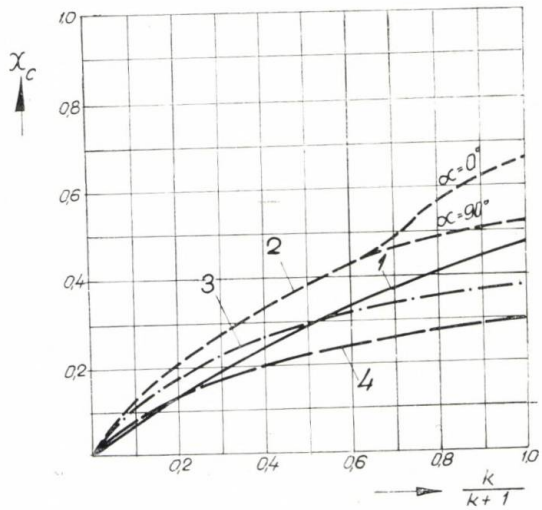


Fig. 5. Variația gradului de triaxialitate la limita de curgere în funcție de coeficientul de formă pentru oțeluri de construcții după [27] :
1 — probe cilindrice solicitate la tracțiune, determinată experimental ; 2 — probe paralelipipedice solicitate la tracțiune, determinată prin calcul ; 3 — probe paralelipipedice cu concentratori bilaterali solicitate la încovoiere, determinată prin calcul ; 4 — probe paralelipipedice cu concentrator unilateral solicitate la încovoiere, determinată prin calcul. α este unghiul determinat de flancurile concentratorului.

11), pentru oțeluri de construcții, atît în cazul solicitării de tracțiune (curba 1 și 2), cît și pentru solicitări de încovoiere (curba 3 și 4).

Trebuie menționat că pe cîtă vreme la valorile mici ale lui k, gradul de triaxialitate x_c determinat din relația (14) este ceva mai mare decît cel teoretic (relația 2) ; la concentratorii puternici, din motivele arătate, se obțin valori în general sub cele calculate teoretic.

Similar, pentru stadiul ruperii unor astfel de materiale gradul de triaxialitate se poate determina din :

$$x_r = 1 - \frac{\sigma_r}{\sigma_{rk}} \tag{15}$$

unde σ_r reprezintă rezistența de rupere la tracțiune, iar σ_{rk} rezistența la rupere în prezența concentratorului de tensiune.

În cazul materialelor cu o comportare fragilă se poate admite într-o primă aproximație:

$$\frac{\sigma_{rk}}{\sigma_r} = \frac{1}{\alpha_k} \tag{16}$$

unde σ_k este coeficientul teoretic de concentrare, care poate fi calculat pe tipuri de concentratori în funcție de parametrii geometrici ai acestora [13], [15]. Uzual pentru aceste determinări se recomandă folosirea unor concentratori de tensiune a căror intensitate să fie $\alpha_k \geqslant 3$.

Cercetări teoretice efectuate în cazul stării plane de solicitare au condus la deducerea unor relații între parametrii geometrici ai concentratorului și limita de curgere a materialului:

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_{ck}} = \frac{k+1}{k} ln\,1+k) \quad \text{pentru } k \leqslant e^{\alpha} - 1 \quad (17)$$

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_{ck}} = 1 + \beta - \frac{1}{k}(e^{\beta} - 1 - \beta)$$

$$\text{pentru } k \geqslant e^{\alpha} - 1 \quad (18)$$

care au fost confirmate experimental și în cazul stării triaxiale de solicitare [4]. În relația (18), β este semiunghiul arcului circular al profilului concentratorului.

Criterii bazate pe tranziția comportării mecanice

Teoria clasică asupra comportării mecanice a metalelor, în speță a oțelurilor, sub forma ei unificată [16], face o delimitare netă între tensiunile critice de rupere prin separare (fragilă sau fibroasă) și tensiunile de alunecare și de rupere prin alunecare (rupere ductilă). Pe cîtă vreme tensiunea de rupere prin separare este în primă aproximație independentă de temperatură și de viteza de deformare, variind în mică măsură cu deformația, tensiunea corespunzătoare ruperii prin alunecare este substanțial afectată de acești factori.

Considerînd cazul unei solicitări monoaxiale și curbele rezistențelor limită de rupere prin separare (S), respectiv prin alunecare (D) a căror variație în funcție de deformația plastică rezultă din figura 6, se pot ivi următoarele două cazuri distincte:

— intersecția celor două curbe are loc pe ramura din stînga (S), cu producerea unei ruperi complet fragile sau mixte;

— intersecția celor două curbe are loc pe ramura din dreapta (D), cu un consum apreciabil de lucru mecanic de deformare și producerea unei ruperi cu caracter ductil.

Prin modificarea condițiilor de încercare — variația vitezei de deformare V_ε sau a temperaturii T — curba caracteristică $\sigma_c = f(\varepsilon)$ își schimbă poziția și alura conform figurii 6. Pentru anumite condiții V_ε și T, devine posibilă o apropiere a curbei caracteristice de ramura crescătoare a curbei $\sigma_S = f(\varepsilon)$, astfel încît unor variații neînsemnate ale factorilor

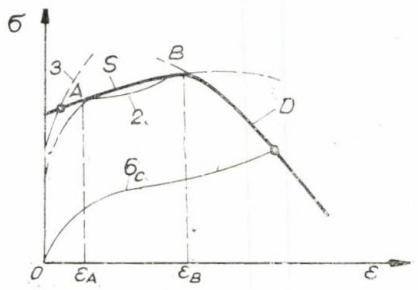


Fig. 6. Diagrama stărilor limită în coordonate $\sigma - \varepsilon$

externi să le corespundă fie o intersecție în punctul B, după deformații plastice ε_B importante, fie o intersecție în punctul A, cu deformații ε_A foarte mici. La limită condițiile T și V_ε respective determină o așa numită comportare bimodală în care sînt posibile atît ruperi fragile cît și ruperi ductile.

Trecînd la reprezentarea $\sigma = f(T)$, variațiile curbelor limită de rupere prin separare (σ_r), respectiv de deformare plastică (σ_c) se prezintă ca în figura 7. Pentru evidențierea

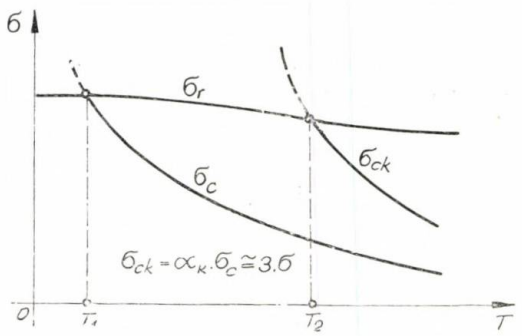


Fig. 7. Diagrama stărilor limită în coordonate $\sigma - T$.

influenței gradului de triaxialitate, precum și a legăturii dintre fragilizarea la temperaturi joase și fragilizarea prin efect de încrestare, în diagramă s-a reprezentat și variația curbei $3\sigma_c = f(T)$ corespunzînd apariției deformației plastice generalizate în probe cu concentratori de tensiune [14], avînd coeficientul de concentrare $\alpha_k = 3$ x). Intersecția curbelor σ_c și $3\sigma_c$ cu σ_r determină trei zone distincte de comportare mecanică, și anume:

— $0 < T < T_1$ — orice încercare de tracțiune se soldează cu rupere de tip fragil;

x) Valoarea $\alpha_k = 3$, corespunde conform teoriei elasto-plastice a concentrării tensiunilor unui concentrator foarte ascuțit. Pe de altă parte s-a demonstrat [21] că valoarea tensiunii la care se inițiază primele deformații plastice la oțel la temperatura azotului lichid este de aproximativ trei ori mai mare decît tensiunea corespunzătoare la temperatura normală.

— $T_1 < T < T_2$ — probele fără concentratori de tensiune se deformează plastic începînd de la nivelul curbei σ_c ; probele cu concentratori de tensiune se rup fără deformații plastice importante, la nivelul curbei σ_r ;

— $T > T_2$ — ruperea are un caracter ductil chiar la probele cu concentratori acuți.

În accepțiunea celor menționate, T_1 și T_2 reprezintă temperaturile de tranziție ale comportării ductilo-fragile pentru solicitarea de tracțiune statică în lipsa și în prezența unui concentrator de tensiune. În realitate, la metalele tehnice datorită inerentei eterogenități structurale, tranziția are loc într-un interval de temperatură a cărui mărime depinde, atît de caracteristicile intrinseci ale materialului, cît și de gradul de triaxialitate, distribuția tensiunilor în secțiunea de rupere a probei utilizate, precum și de viteza de deformare. Pentru ilustrare în figura 8 se prezintă după [7], modul de variație cu temperatura (T) a ductilității (D) a unui oțel carbon în funcție de tipul de solicitare adoptat : încovoiere prin șoc pe probe cu concentratori, la care $\sigma_1/\tau > 2$ (curba 1), tracțiune, pentru care conform teoriei tensiunilor tangențiale maxime $\sigma_1/\tau = 2$ (curba 2), respectiv torsiune pentru care $\sigma_1/\tau = 1$ (curba 3).

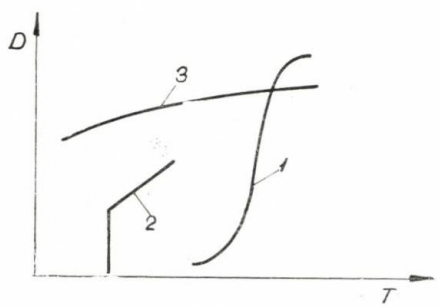


Fig. 8. Variația cu temperatura a ductilității la solicitări de :
1 — încovoiere prin șoc ; 2 — tracțiune statică ; 3 — torsiune.

Prezența unor defecte sau discontinuități de material, determină o scădere a rezistenței la rupere, în general cu atît mai pronunțată cu cît temperatura de încercare este mai joasă. Promovarea acestei idei, ridicînd la o treaptă superioară de dezvoltare a teoriei ruperii, a condus la stabilirea unei metodologii concrete de determinare a tranziției comportării mecanice a oțelurilor pe baza încercări la șoc a unor plăci încărcate cu un cordon de sudură, cunoscute sub denumirea de încercări Pellini-Puzak, [24]. Standardizată și la noi în țară [x], încercarea permite evidențierea susceptibilității la rupere fragilă a oțelurilor la temperaturi scăzute — stabilirea temperaturii de ductilitate nulă (NDT) —, precum și determinarea altor caracteristici necesare construirii diagramei de comportare mecanică globală la solicitări de încovoiere dinamică a semifabricatelor, în conjuncția factorilor temperatură, nivel de solicitare și defect maxim admis.

În practica recepției materialelor și a controlului de calitate a structurilor metalice și organelor de mașini se folosește în mod curent încercarea la încovoiere prin șoc pe probe

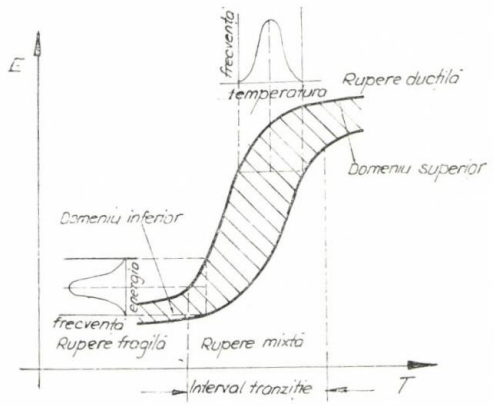


Fig. 9. Variația cu temperatura a energiei de rupere la încercarea de încovoiere prin șoc și modul de repartiție a rezultatelor.

mici [12]. Tranziția ductil-fragil (fig. 9) se pune în evidență cu ajutorul curbelor de variație cu temperatura a unuia din următorii parametrii :

— energia consumată pentru rupere (E), respectiv energia raportată la secțiunea de rupere — reziliența (R) ;

— aspectul ruperii, reliefat prin cristalinitatea (C), respectiv fibrozitatea (F) a suprafeței casurii ;

— deformația plastică a epruvetei, exprimată prin contracția la baza crestăturii (CBC), sau prin coeficientul de umflare laterală (CUL).

Datorită distribuției normale (gaussiene) a rezultatelor încercărilor la încovoiere prin șoc în reprezentare $E = f(T)$, devine posibilă o comparare relativ simplă a rezultatelor experimentale cu limitele impuse, atît pentru un nivel constant de temperatură, cît și pentru un nivel constant al energiei de rupere.

Temperatura de tranziție (T_t) se definește principial în două moduri și anume :

— cu ajutorul unor valori convenționale ale lui $E(R)$, $C(F)$ sau CBC (CUL) ;

— prin adoptarea unor variații date ale parametrilor menționați în intervalul de tranziție.

Independent de criteriul considerat, temperatura de tranziție este influențată de forma probei (mai exact de lățimea ei), de geometria crestăturii, [6] precum și de viteza de deformare. Pentru un anumit oțel și stare de tratament, temperatura de tranziție este cu atît mai mare, iar intervalul de tranziție cu

x) vezi STAS 9261—73.

atît mai restrîns, cu cît acuitatea încrestării (gradul de triaxialitate) și viteza de deformare sînt mai mari.

Fără de a se intra în detalii privind modul de corelare a rezultatelor obținute aplicînd diferite criterii și metode de încercare [8], [17], trebuie arătat că în sprijinul afirmațiilor stau rezultatele unor ample cercetări asupra unor oțeluri de cazane și oțeluri carbon de calitate pe baza cărora s-au stabilit dependențe lineare de forma $T_t = f(\pi)$ într-un interval de valori π cuprins între 0,98 și 0,56. Corespunzător datelor menționate temperatura de tranziție a unui oțel de cazane, similar oțelului K 1, determinată pentru o valoare a rezilienței de 4 daJ/cm², diferă de la proba Charpy V la proba DVM cu aproximativ 20°C. Cercetările care au analizat în mod special influența razei de curbură a crestăturilor probelor de încovoiere prin șoc la oțelurile de uz general pentru construcții au pus în evidență o dependență cvasiparabolică între raza de curbură și temperatura de tranziție pentru valoarea de 3,5 respectiv 2,0 daJ/cm² a rezilienței Charpy V, în sensul măririi temperaturii de tranziție odată cu micșorarea razei de curbură.

Lățimea probei, ca unul din factorii determinanți ai stării de tensiune, manifestă de asemenea o influență hotărîtoare asupra temperaturii de tranziție. Cercetările efectuate pe oțeluri microaliate, respectiv slab aliate cu Ni, Cr și Mo, utilizînd probe de 1,25 ... 15 mm lățime, au arătat că odată cu creșterea lățimii se produce o ridicare substanțială a temperaturii de tranziție, mai accentuată la lățimi sub 6 mm. În unele cazuri cu creșterea lățimii se produce și o mărire a intervalului de variație a energiei specifice de rupere, precum și o mărire a intervalului de tranziție.

La un anumit oțel influența formei epruvetei și implicit a gradului de triaxialitate este condiționat și de temperatură. Cercetări sistematice întreprinse în acest domeniu la oțeluri carbon [6], au relevat existența unei corelații de forma :

$$T_{tkv} = 0{,}78\ T_{tku} + 24 \qquad (19)$$

între temperaturile de tranziție (măsurate în grade Fahrenheit) corespunzătoare criteriului 2.1. daJ, determinate pe probe de tip Charpy V (T_{tKV}), respectiv pe probe de tip ISOU T_{tKU}).

Rezultă în mod evident că valori egale ale parametrilor care definesc tranziția comportării mecanice (de ex. energia de rupere sau cristalinitatea casurii etc.), determinate cu tipuri diferite de probe sînt neechivalente din punctul de vedere al caracterizării susceptibilității la fragilizare. Corespondența aproximativă a rezultatelor încercărilor la încovoiere prin șoc pentru oțelurile nealiate și slab aliate, prelucrată după [5], este prezentată în figura 10. Dimensiunile epruvetelor și valorile coeficienților teoretici de concentrare sînt date în tabelul 1.

Datorită dispersiilor mari în intervalul de tranziție, diagrama trebuie tratată cu precauție, pentru cazurile limită recomandîndu-se determinări efective.

Tabelul 1

Dimensiunile și coeficienții de concentrare pentru tipurile uzuale de probe de reziliență

Forma probei	Dimensiuni probă			Dimensiuni crestătură			Distanța între reazeme (mm)	Coeficientul teoretic de concentrare (α_k^2)
	l	b (mm)	h	t (mm)	r (mm)	α (grade)		
Charpy V (ISO-V)	55	10	10	2	0,25	45	40	4,1
Charpy U (ISO-U)	55	10	10	5	1,0	0	40	2,2
DVM	55	10	10	3	1,0	0	40	2,3
Mesnager	55	10	10	2	1,0	0	40	2,5
VSM	55	10	10	2,5	1,0	0	40	2,4
Charpy U mare	160	30	30	15	2,0	0	120	3,3
VGB	160	15	30	15	2,0	0	120	3,3
Izod	75	10	10	2	0,25	45	28 [1]	4,1

1) distanța dintre crestătură și reazem
2) calculat după [39]

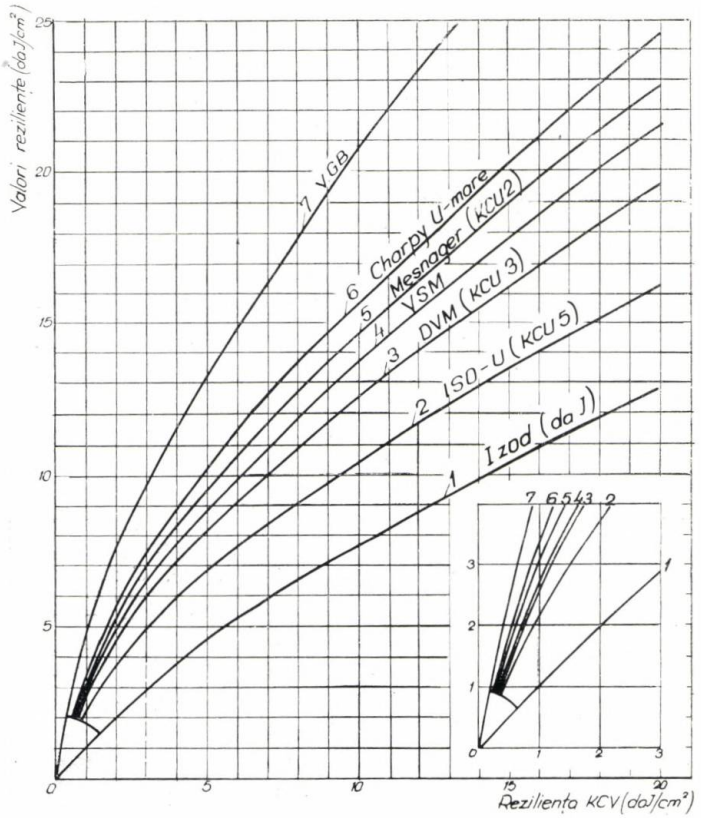


Fig. 10. Corespondența orientativă a rezultatelor încercărilor la încovoiere prin șoc la tipurile uzuale de epruvete, după [5].

Mai mult chiar, în ultima vreme se conturează tot mai clar necesitatea de a se corela nivelele de acceptanță ale tenacității cu caracteristicile de rezistență ale oțelurilor (rezistența la rupere, limita de curgere). Astfel, după norma VSM [27], pentru instalațiile care lucrează la temperaturi joase, trebuiesc îndeplinite condițiile din tabelul 2, iar după registrul maritim Lloyd [27], condițiile prevăzute în tabelul 3.

Tabelul 2

Limitele de acceptanță a valorilor rezilienței Charpy V în domeniul temperaturilor scăzute după normele VS M [72]

Limita de curgere a oțelului la temperatura ambiantă	Prescripții pentru reziliență (daJ/cm²)	
	Valorii medii	Valori minime
$\sigma_c \leq 35$ daN/mm²	$\geq 3{,}5$	1,5
$\sigma_c > 35$ daN/mm²	$\geq \frac{\sigma_c}{10}$	$0{,}5\,\frac{\sigma_c}{10}$

Factorul de corecție p se calculează cu ajutorul relației:

$$p = \frac{71}{\sigma_c + \sigma_r} \qquad (19)$$

Tabelul 3

Prescripții ale rezilienței Charpy V la diferite categorii de oțeluri pentru construcții navale [72]

Tipul oțelului	Limita de curgere daN/mm²	Valoarea medie daJ/cm²
AH	33	3,5 la 0°C
DH	33	$\frac{1}{p} \cdot 6{,}1$ la 0°C
EH	33	$\frac{1}{p} \cdot 7{,}8$ la −10°C

unde σ_c și σ_r reprezintă limita de curgere, respectiv rezistența la rupere a oțelului considerat, exprimate în daN/mm². La baza corecțiilor introduse stă criteriul constanței aspectului casurii, ceea ce prezintă o mare importanță în aprecierea tenacității oțelurilor de înaltă rezistență, capabile să acumuleze o cantitate mai mare de energie elastică în sistem în comparație cu oțelurile moi.

Pentru instalațiile sub presiune, care lucrează la temperaturi joase, la stabilirea nivelelor de acceptanță a energiei de rupere, recomandările ISO privind prevenirea ruperii fragile, iau în considerație pe lîngă

temperatură, un complex de factori determinanți pentru comportarea mecanică a construcției sudate și anume: tipul oțelului și clasa de calitate, rezistența la rupere, grosimea semifabricatului, precum și tratamentul termic de după sudare.

Progresele mai recente ale științei mecanicii materialelor au condus la definirea unor noi caracteristici de material — factorul de intensitate a tensiunii (K_c) [x] și deplasarea la vîrful fisurii (COD) — bazate pe considerarea stării de tensiune și de deformație efectivă în jurul defectelor susceptibile de amorsare a ruperii [2], [25]. Avantajele acestora față de metodele clasice de determinare a tranziției comportării mecanice [3], dintre care se menționează:

— concordanța rezultatelor experimentale obținute pe probe respectiv pe construcții în mărime naturală, datorită unei dependențe foarte limitate de forma și dimensiunea probelor de încercare și de felul solicitării, în anumite condiții chiar și pentru proba COD;

— posibilitatea aplicării rezultatelor direct în calculele de verificare respectiv de stabilire a unor elemente cantitative de referință în controlul nedistructiv;

— le asigură un cîmp larg de aplicații în proiectarea și controlul utilajelor și structurilor metalice.

Interpretarea relației (5), a diagramelor din figura 4 și 9, permit enunțarea pe baze științifice a căilor de mărire a capacității de deformare a organelor de mașini și elementelor metalice și prin aceasta a siguranței împotriva ruperii fragile a construcțiilor. Față de o situație dată aceste căi pot fi sintetizate astfel:

— modificarea condițiilor de solicitare prin reproiectarea construcției în sensul măririi tensiunilor tangențiale τ și a raportului τ/σ_1, prin micșorarea concomitentă a lui σ_1 (rel. 5), ceea ce se traduce prin ridicarea valorilor II (fig. 4) în punctele critice ale construcției;

— folosirea unor oțeluri cu valori cît mai scăzute a raportului τ_f / σ_s (rel. 5) și care să posede o limită a fragilității proprii (fig. 4) și o temperatură de tranziție (fig. 9), cît mai coborîte;

— schimbarea, respectiv limitarea, în cazurile posibile, a condițiilor de exploatare, în vederea reducerii efectului de fragilizare la temperaturi joase, prin îmbătrînire hidrogenare, iradiere, precum și în vederea evitării solicitărilor prin șocuri;

— luarea unor măsuri tehnologice și de control menite să contribuie la evitarea, respectiv micșorarea tensiunilor reziduale din construcții, evitarea șocurilor termice, limitarea defectelor din îmbinările sudate și în general a tuturor defectelor de compactitate cu potențialitate ridicată de amorsare a ruperii.

Dată fiind complexitatea interacțiunii, stare de solicitare, temperatură de funcționare, viteza de aplicare a sarcinii, se impune considerarea încă din faza de concepție a tuturor posibilităților care concură la realizarea unor construcții economice și sigure.

x) Determinarea lui K_{Ic} se face conform STAS 9760—74.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Allen, N.B.:* International Journal of Fracture Mechanics 1965, 4, p. 245—271.

[2] * * *: ASTM Special Technical Publication nr. 381, 1965.

[3] *Baker, R.G. și colab.:* An Assessment of Brittle Fracture Testing Techniques Welding Inst. Abington Hall, Misc. 19/12/1969.

[4] *Dietmann, H.:* Teză doctorat, Technische Hochschule Stuttgart, 1964.

[5] * * *: Euronorm 10—55 — Vergleichszahlen für Kerbschlagzähigkeitswerte bei Stahl.

[6] *Foley, B.:* Materials Research and Standards, 1962, 11, p. 917—920.

[7] *Heindlhofer, K.:* Transaction American Institute of Mining and Metallurgical Engineers, p. 232, 1935.

[8] *Johnson, H.H., Stont, R.D.:* Welding Journal 1960, 11, p. 493s—501s.

[9] *Krisch, A.:* Spannungsmechanik des gekerbten Rundstabes. Diss. T.H. Berlin 1935.

[10] *Miklosi, C.:* Metalurgia și construcția de mașini, volum supl. dedicat congresului anual IIS, 1958, p. 21—27.

[11] *Nădășan, St. și colab.:* Oboseala metalelor. Editura Tehnică, București, 1962.

[12] *Nădășan, St., Rațiu, M., Safta, V., Slătineanu, E.:* Încercări și analize de metale, Editura tehnică, București, 1965.

[13] *Neuber, H.:* Kerbspannungslehre, 2 Aufl., Springer-Verlag, Berlin-Göttingen-Heidelberg, 1958.

[14] *Orowan, E.:* Symposium on Fatigue and Fracture of Metals. Technol. Press of the Massachusetts Inst. of Technology, and John Wiley, 1952, p. 139.

[15] *Peterson, R.E.:* Stress concentration design factors. John Wiley and Sons, New-York, 1953.

[16] *Ratner, S.:* Razrușenie pri povtornîh nagruzkah. Oboronghiz, Moskwa, 1959.

[17] *Rühl, K.:* Archiv für das Eisenhüttenwesen, 1956, 2, p. 107—118.

[18] *Safta, V.:* Comunicările celei de-a VI-a Conferințe de sudură și încercări de metale, Timișoara 1969, vol. II, p. 79—98.

[19] *Safta, V., Hajdu, I., Cristuinea, C.:* Revue roumaine des sciences techniques. Série de Métallurgie 1971, nr. 1, p. 53—68.

[20] *Safta, V.:* Materialprüfung 1971, nr. 11, p. 376—381.

[21] *Schmid, E.:* Radex Rundschau 1953, 4/5, p. 203—205.

[22] *Slibar, A., Steck, E.:* Zeitschrift VDI vol. 104 (1962), p. 1569—1572.

[23] *Sohn, M.:* Schweisstechnik 1967, nr. 12, p. 542—545.

[24] *Szczepánski, M.:* The Brittleness of Steel. John Wiley and Sons, New-York, London 1963.

[25] *Tetelman, A.S., McEvily, A.J.:* Fracture of Structural Materials John Wiley — New-York-London-Sidney 1967.

[26] *Ujik, G.V.:* Sopritivlenie otrîvu i procinosti metallov. Izd. Akad. Nauk SSSR, Moskva-Leningrad, 1950.

[27] *Varga, T.:* Revue Technique Sulzer 1973, nr. 1, p. 16—28.

CZ : 669.14.018.295

Realizări în domeniul sudurii oțelurilor cu rezistența mărită

Dr. ing. Ștefan **MORARIU** – I.S.I.M. Timișoara

1. Preocupările privind utilizarea oțelurilor cu rezistența mărită în producția de structuri sudate s-au înscris pe linia economisirii metalului paralel cu creșterea siguranței în exploatare a construcțiilor sudate. Cercetările efectuate au avut ca obiectiv clarificarea unor fenomene fizice și metalurgice specifice acestor oțeluri, fapt ce a contribuit la îmbogățirea și dezvoltarea cunoștințelor în domeniul sudării și încercărilor de metale.

Investigațiile cu privire la cusătură au urmărit să optimizeze procesele de sudare și materialele de sudare în raport cu însușirile necesare ale cusăturii. Cercetînd noi sisteme de zgurifiere și diferite amestecuri de gaze protectoare au fost influențate fenomenele fizico-chimice de interacțiune metal-zgură în fază lichidă. Totodată au fost studiate influențele exercitate asupra modificărilor structurale, a vitezelor de reacție și a difuziei gazelor din sudură [1], [2]. Corelațiile respective au format baza de optimizare a compatibilității dintre materialele de adaos și metalul de bază. Pe lîngă rezultatele de optimizare existente, au apărut idei privind noi tehnologii și materiale de adaos. În tabelul 1—3 se prezintă principalele caracteristici ale unor materiale de sudare elaborate pe baza cercetărilor efectuate.

Tabelul 1

Electrozi elaborați

Marcă electrozi	Compoziția chimică %						Caracteristici mecanice					
							$R_{p\ 0,2}$	R_m	A5	KV [J]		
	C	Mn	Si	Ni	S max.	P max.	N/mm²	N/mm²	%	+20°C	—40°C	—60°C
Ni baz. 55	0,07	1,0	0,3	0,6	0,03	0,03	430—510	510—570	min. 22	140	60	
Baz. 60	0,08	0,9	0,5	—	0,025	0,025	460—520	590—640	min. 22	120	50	
Ni baz. 65	0,08	1,1	0,5	0,8	0,04	0,04	530—590	610—670	min. 22	140	65	30

Tabelul 2

Sîrmă tubulară. Compoziția chimică. Caracteristici mecanice.

Marca sîrmei tubulare	Compoziția chimică %					Caracteristici mecanice			
						$R_{p0,2}$	R_m	A5	KV [J]
	C	Mn	Si	P	S	N/mm²	N/mm²	%	—40°C
STS-02-6	max. 0,08	1,2—1,7	0,3—0,6	max. 0,025	max. 0,025	450—510	540—640	22—30	> 28

Tabelul 3

Sîrmă tubulară — Parametrii de sudare.

Marca sîrmei tubulare	Parametrii de sudare				
	Diametrul sîrmei	Curentul de sudare	Tensiunea arcului	Debitul de CO_2	Viteza de avans a sîrmei
	mm	A	V	l/min.	m/min.
STS-02-6	2,4	300—350	25—30	10—15	5—7

O atenție deosebită s-a acordat transformărilor structurale în zona influențată termic a oțelurilor sub acțiunea factorilor fragilizanți. În special s-a cercetat durificarea zonei influențate termic, de asemenea procesul de formare și de descompunere a austenitei reziduale în legătură cu fisurarea sudurilor [3], [4], [5],]6]. În vederea cercetării durificării provocate de procesul de sudare s-a propus utilizarea gradului de durificare, mărime revelatoare pentru susceptibilitatea la fragilizare a oțelurior implicit pentru riscul la fisurare. Gradul de durificare se calculează cu relația :

$$\delta HV = \frac{HV_A - HV_O}{HV_O} \cdot 100$$

în care :

δHV — este gradul de durificare, în %;
HV_A — duritatea Vickers a metalului de bază în zona afectată termic ;
HV_O — duritatea Vickers a metalului de bază neafectat de procesul de sudare.

Din figura 1 rezultă că valorile individuale ale durităților, determinate în subzonele specifice ale zonei influențate termic, se înserează în cîmpuri relativ mari, nereușind să facă o separare netă a subzonelor, pe cînd gradul de durificare reușește să delimiteze clar regiunile investigate.

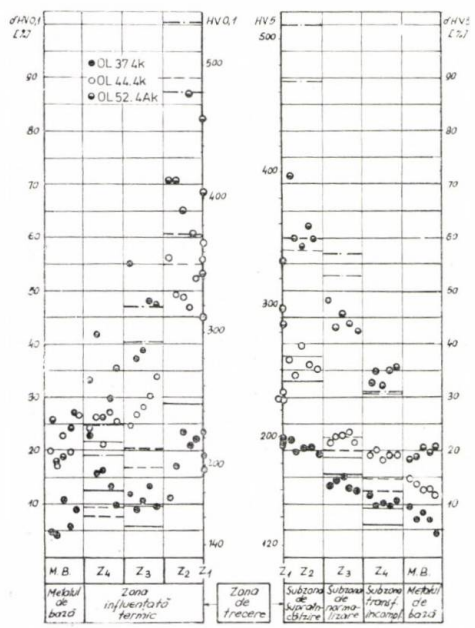


Fig. 1 Durificarea zonei influențate termic. Influența compoziției chimice.

— — — max. } δHV — OL 37.4 k
——— med. }
— — — max. } δHV — 01 44.4 k
——— med. }
—•— max. } δHV — OL 52.4 Ak
—•— med. }

Aceeași remarcă se face și în cazul evidențierii influenței grosimii probei (figura 2) sau a energiei liniare de sudare (figura 3) asupra durificării zonei influențate termic.

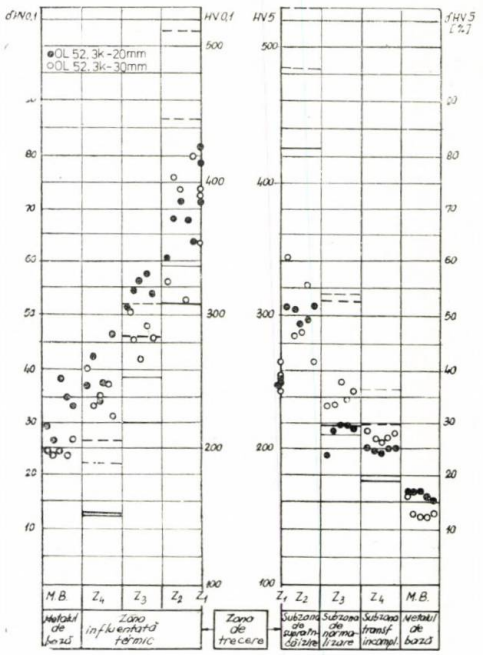


Fig. 2 Durificarea zonei influențate termic. Influența grosimii.

——— max. } δHV — OL 52.3 k — 20 mm
——— med. }
— — — max. } δHV — OL 52.3 k — 20 mm
— — — med. }

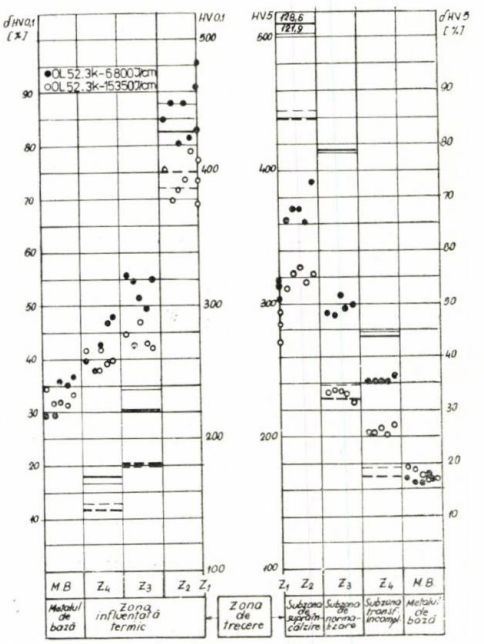


Fig. 3 Durificarea zonei influențate termic. Influența energiei liniare de sudare.

——— max. } δHV — OL 52.3 k — 6800 J/cm
——— med. }
— — — max. } δHV — OL 52.3 k — 15350 J/cm
— — — med. }

Cercetările întreprinse au evidențiat de asemenea avantajele examinării variației durității în zona influențată termic cu ajutorul încercării durității cu urmă continuă [3]. Condițiile de încercare ale acestei metode, s-au reglementat printr-un standard, (STAS E 10251—75). Urmărindu-se înregistrarea urmei continui s-a conceput o instalație a cărei schemă de principiu este prezentată în figura 4, iar în figura 5, apare vederea de ansamblu a traductorului montat pe aparatul de încercare a durității Durimet.

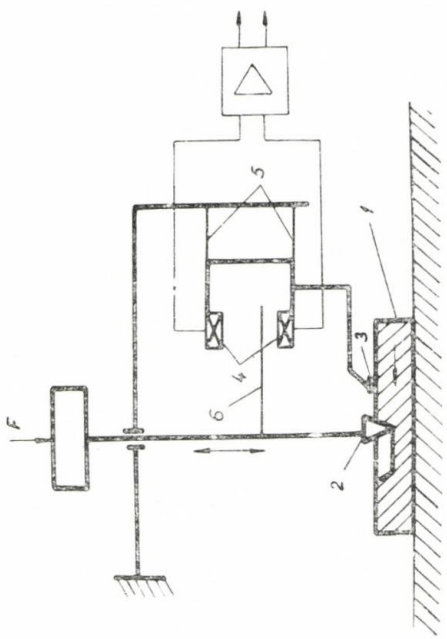


Fig. 4 Schema de principiu a traductorului.
1 — piesa de încercat ; 2 — penetratorul ; 3 — palpatorul ; 4 — traductorul propriu-zis ; 5 — lame elastice ; 6 — lamă mobilă.

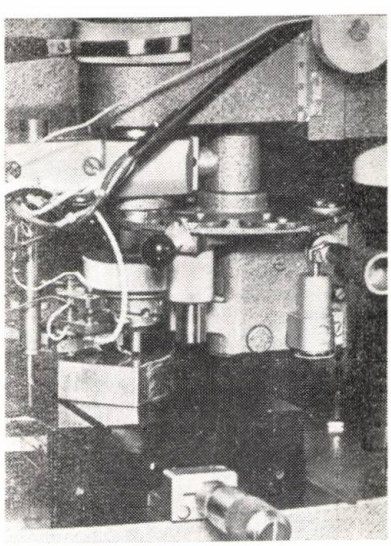


Fig. 5 Vedere de ansamblu a traductorului montat pe aparatul de încercare a durității Durimet.

Rezultatele încercării de duritate, pe suduri cap la cap, cu urme discrete și continuă sînt redate în figura 6.

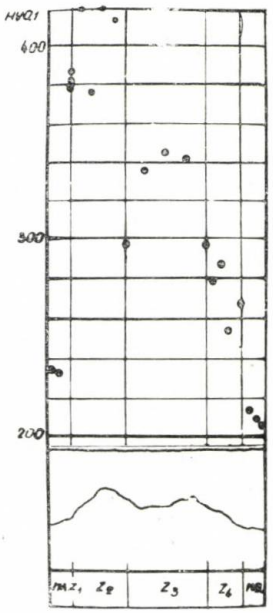


Fig. 6 Rezultatele încercării durității pe suduri cap la cap OL 52.4 Ak.

Cercetarea durificării zonei influențate termic s-a făcut și cu ajutorul metodei simulării ciclurilor de sudare [4], [5]. În figura 7 sînt indicate rezultatele obținute prin metode HWH (Noren Weld — Hardening Test) pe un oțel de tipul St52.

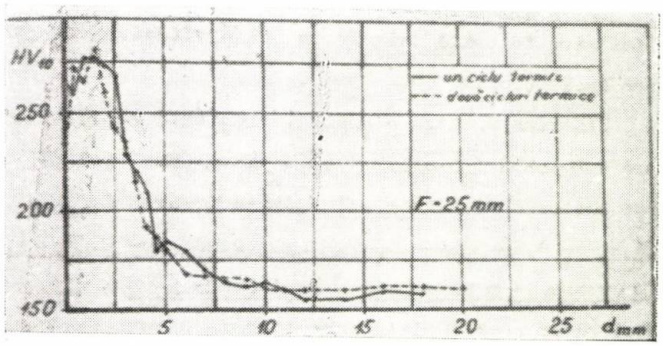


Fig. 7 Variația durității în zona influențată termic obținută prin metoda NWH.
——— — un ciclu termic
— — — — două cicluri termice
F = lungimea capătului liber al epruvetei

Cu ajutorul simulatorului de cicluri termice Smit-Weld L S 1402 s-au studiat proprietățile zonei influențate termic pe oțeluri în stare normalizată și călite-revenite. Pe această bază s-a putut urmări influența temperaturii maxime a ciclului termic asupra durificării zonei influențate termic (figura 8)

și a ductilității acesteia (figura 9) în cazul probelor cu și fără tratament de detensionare.

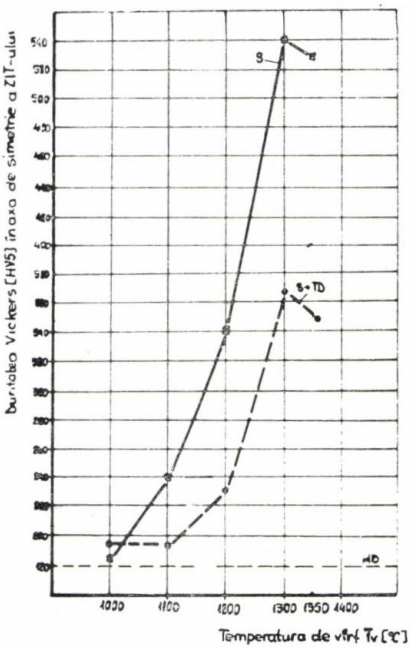


Fig. 8 Variația durității HV5 funcție de temperaturile de vîrf, *Tv* la oțelul 22 Ni Mo Cr 37.
S = probe supuse ciclului termic simulat
S + TD = probe supuse ciclului termic simulat și tratamentului de detensionare.

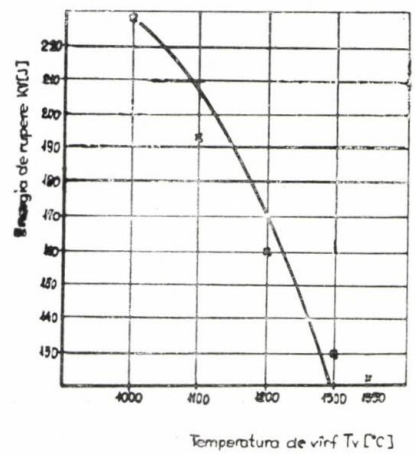


Fig. 9 Variația energiei de rupere *KV* funcție de temperatura maximă a ciclului termic *Tv*.

Rezultatele obținute pe baza cercetărilor efectuate au o mare importanță în legătură cu fundamentarea științifică a elaborării de tehnologii.

Cercetarea comportării mecanice a construcțiilor sudate, vizînd definirea cît mai completă a rezistenței în exploatare, a constituit un obiectiv principal al preocupărilor în direcția creșterii durabilității și siguranței în funcționare. Corespunzător aspectelor principale definitorii pentru rezistența unei structuri sudate cercetările s-au desfășurat în două direcții și anume :

— cercetarea mecanismului propriu-zis al fisurării pe probe din oțeluri de construcție și din îmbinări sudate ;

— cercetarea comportării structurilor sudate în configurația specifică anumitor utilaje, sub acțiunea spectrului efectiv de solicitare din exploatare.

Prin cercetarea mecanismului fisurării s-a urmărit stabilirea comportării mecanice a oțelurilor precum și a îmbinărilor sudate realizate în diversitatea tehnologiilor aplicate în construcția de mașini, în condițiile conjuncției principalilor factori fragilizanți de natură constructivă, tehnologică și de exploatare [7], [8]. Astfel, urmărind evidențierea procesului de amorsare a fazelor incipiente ale ruperii macroscopice, în cazul stărilor cu pronunțată heterogenitate a deformației locale, s-a evidențiat existența atît a fisurilor de suprafață (figura 10) cît și a unor cavități interioare (figura 11).

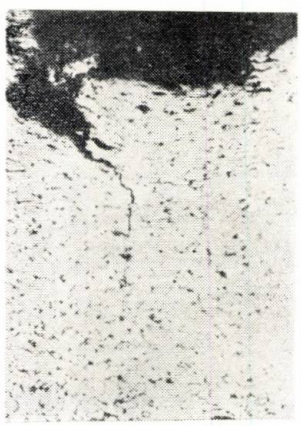


Fig. 10 Fisură de margine la proba cu $\alpha_k = 3{,}6 \cdot 60$ X.

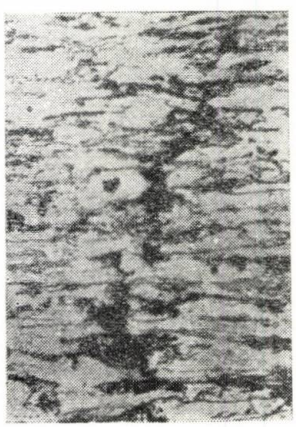


Fig. 11 Coalescență de cavități plasate în axa probei cu $\alpha_k = 1{,}0 \cdot 500$ X.

Cercetările efectuate au permis identificarea a două mecanisme de rupere principal diferite. Un mecanism de coalescență a cavităților în interiorul probei urmat de alunecare în învelișul plastic exterior, la probele cu concentratori slabi, respectiv un mecanism de alunecare în enclava plastică, rupere în plan transversal urmat de propagare în zona cavităților interioare, la probele cu concentratori de tensiune mari.

În aceeași sferă de preocupări se menționează, de asemenea, aplicarea caracteristicilor de mecanica ruperii și în special a caracteristicii COD la caracterizarea condițiilor de inițiere a ruperii în îmbinările sudate.

Pentru acest scop s-a conceput o metodă de încercare în vederea evidențierii deschiderii critice a fisurilor (COD) cu reperare optică în fazele evolutive pînă la extinderea critică a fisurilor. În figura 12 se prezintă epruveta folosită, iar din diagrama redată în figura 13 rezultă variația deschiderii critice COD și a contracției la baza crestăturii NRC funcție de temperatură.

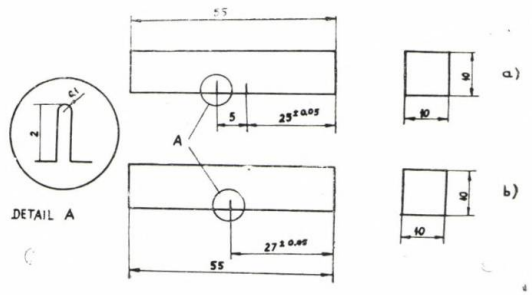


Fig. 12 Epruveta folosită la încercarea COD.

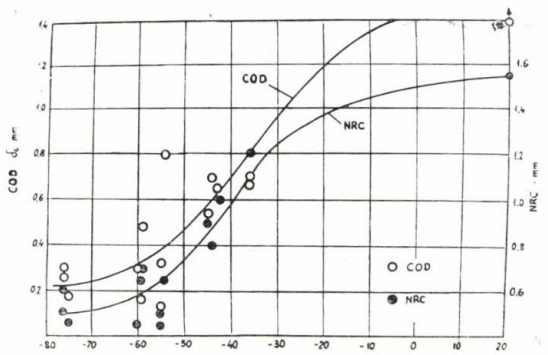


Fig. 13 Variația COD și NRC funcție de temperatură.

Metoda este adecvată pentru încercări dinamice cînd nu sînt aplicabile tehnicile convenționale de reperare a deschiderii fisurii.

Cercetarea comportării structurilor sudate a fost abordată în vederea stabilirii unor noi criterii de dimensionare de rezistență bazate pe cunoașterea capacității de încărcare a îmbinărilor în configurație specifică a ansamblului utilajului din care fac parte [9]. Dintre acțiunile întreprinse sînt notabile investigațiile mai ample privind :

— structuri de șasiuri de vehicule feroviare ;
— recipiente sub presiune.

Pe baza rezultatelor examinărilor efectuate s-au relevat concluzii practice referitoare la posibilitățile de determinare a rezistenței de degradare a sudurilor, de asemenea a influenței spectrului de deformații și a defectelor interioare asupra capacității de încărcare [10].

2. Acțiunea de introducere a oțelurilor cu rezistență mărită în construcții sudate a demarat în 1953. Primele încercări de sudare executate în această perioadă cu un oțel fabricat în masă — OLX 52 — au dat rezultate promițătoare. Încercările de comportare la sudare au evidențiat o ductilitate bună a sudurilor realizate, relevîndu-se superioritatea șarjelor cu granulație fină.

În 1957 s-a trecut la cercetarea oțelului OLX 52 cu adaos de titan, urmărindu-se creșterea limitei de curgere și a ductilității. Examinările efectuate au relevat posibilitatea utilizării la structuri sudate [11], [12], [13]. Rezultatul cercetărilor întreprinse s-a concretizat în introducerea acestui oțel la fabricarea vagoanelor de mare tonaj, realizîndu-se o reducere a greutății proprii cu 17% față de construcția din OL 37.

Contribuțiile notabile ale cercetărilor efectuate în perioada 1957—1967 au fost următoarele :

— analiza optimizării regimului de sudare în conjuncție complexă rezistentă — ductilitate — duritate pe baza rezultatelor încercărilor pe probe de depuneri de sudură și pe probe sudate cap la cap ;
— analiza extensometrică a solicitărilor din îmbinările sudate la încercări pe stand ;
— încercări pînă la distrugerea prin tampoane în trafic a șasiurilor de vagoane cu analiza extensometrică a solicitărilor din zona îmbinărilor sudate.

În figura 14 se prezintă modul de amplasare a mărcilor extensometrice pe șasiul unui

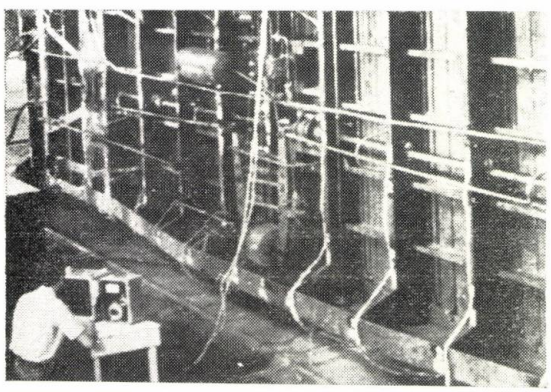


Fig. 14 Plasarea mărcilor extensometrice pe șasiul unui vagon de 60 tone.

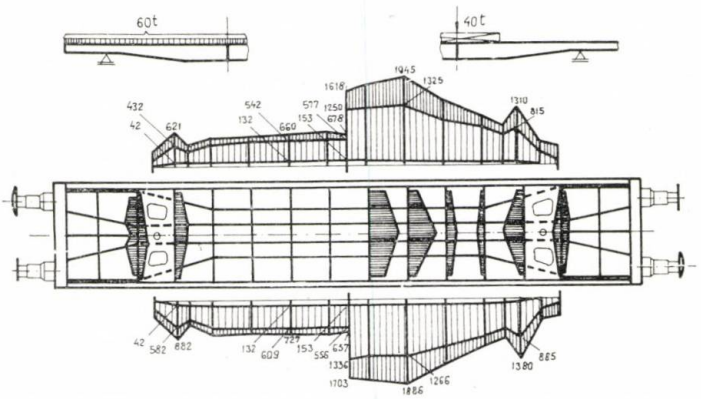


Fig. 15 Solicitările în șasiul vagoanelor determinate pe baza măsurătorilor extensometrice.

vagon de 60 tone, iar în figura 15 este reprezentată diagrama solicitărilor determinate pe vagonul încercat pînă la distrugere.

Începînd din anul 1968 s-a dezvoltat și finalizat un amplu program de cercetări legat de realizarea structurii metalice sudate a podului de peste Dunăre de la Vadul Oii — Giurgeni. Cercetările s-au desfășurat în condiții deosebite, generate de elaborarea și utilizarea, pentru prima oară în țară, a unui oțel românesc, cu rezistență mărită microaliat cu vanadiu în construcția unui obiectiv de importanță majoră pentru economia națională și prestigiul tehnicii românești. Obiectivele cercetării efectuate s-au referit la conceperea unei metodologii de estimare a comportării metalurgice la sudare a oțelurilor, cu rezistență mărită, cu aplicație la oțelul românesc PD, elaborarea tehnologiei de sudare adecvate, conceperea și aplicarea unei metodologii de control care să ateste calitatea construcției și siguranța în exploatare a acesteia [14], [15], [16], [17], [18], [19].

Dintre contribuțiile originale ale colectivului de cercetare se menționează :

— conceperea metodei de cercetare și estimare a comportării metalurgice la sudare a oțelurilor ;

— stabilirea parametrilor tehnologici de sudare cu considerarea specificului structurii sudate ;

— studierea, printr-o metodă originală, a compatibilității dintre metalul de bază și metalul de adaos în vederea asigurării calității prescrise a sudurilor de montaj ;

— conceperea metodei de apreciere a calității plăcilor ortotrope, după fabricația în uzină și a calității sudurilor de montaj realizate pe șantier.

Vederea de ansamblu a podului realizat ca și placa ortotropă din componența structurii acestei construcții sînt prezentate în figura 16, respectiv 17.

Fig. 16 Vedere de ansamblu a podului de la Vadul Oii-Giurgeni.

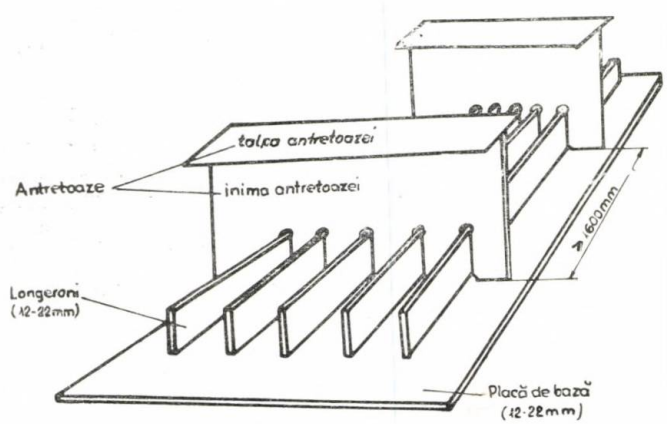


Fig. 17 Alcătuirea unei plăci ortotrope.

În perioada 1970—71 s-au finalizat cercetările vizînd comportarea metalurgică la sudare a oțelurilor similare, mărcilor FB 50 AK, 19 Mn 5, FK 40, Aldur 55, de asemenea a oțelului rezistent la coroziune atmosferică de tip Corten [20], [21].

Utilizarea acestor oțeluri în diverse structuri sudate a fost urmărită printr-o amplă analiză a solicitărilor din îmbinările sudate urmărindu-se spectrul extensometric în exploatare. Astfel, în baza datelor experimentale s-au stabilit caracteristicile de durabilitate și de fiabilitate pentru diverse tipuri de îmbinări sudate ale structurii de rezistență de la boghiurile de vagoane de cale ferată [22], [23]. Cercetările întreprinse au urmărit elaborarea unei metodologii de modelare matematică a spectrelor de solicitare înregistrate extensometric în regimuri de exploatare caracteristice. Pe această bază, renunțîndu-se la conceptul coeficientului de siguranță, predicția durabilității s-a abordat fiabilist, prin evaluarea probabilității de defectare în cursul duratei de exploatare preconizate.

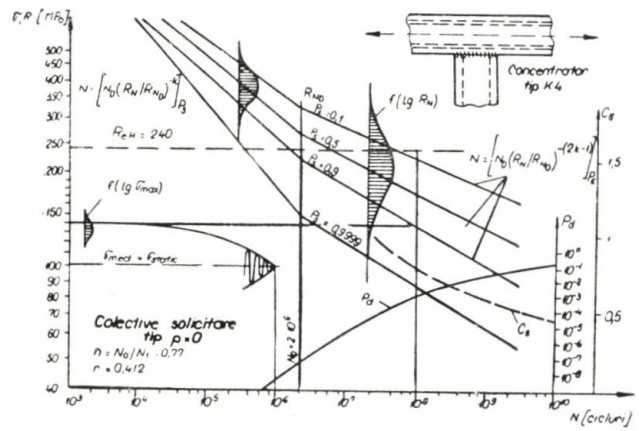


Fig. 18 Probabilitățile de defectare evaluate pentru îmbinarea sudată lonjeron-traversă în soluția traversă în soluția constructivă inițială.

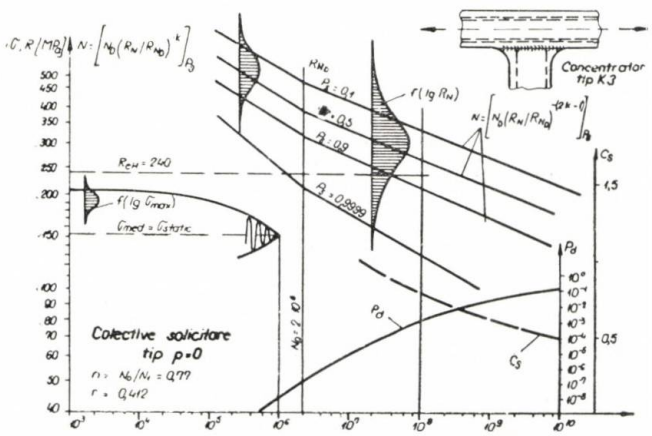


Fig. 19 Probabilitățile de defectare evaluate pentru îmbinarea sudată, lonjeron-traversă cu colțare de racordare.

În figurile 18 și 19 sînt reprezentate probabilitățile de defectare evaluate pentru îmbinarea sudată lonjeron-traversă în soluția constructivă inițială (figura 18) și cu colțare de racordare (figura 19).

Comportarea la temperaturi criogenice a oțelurilor slab aliate pentru recipiente sub presiune a constituit o altă direcție de cercetare. Investigațiile experimentale s-au extins asupra caracteristicilor mecanice de tenacitate statică și dinamică, influența temperaturii, a gradului de deformare plastică la rece, și a îmbătrînirii tenso-termice, de asemenea a coroziunii sub tensiune. Cercetările s-au finalizat prin determinarea influenței cantitative a deformării plastice la rece asupra tenacității oțelurilor marca R (STAS 2883—70) la diferite temperaturi [24].

Începînd din anul 1974 au fost demarate cercetările privind oțelurile cu granulație fină și limită de curgere mai mare decît 360 N/mm^2. Astfel, s-au efectuat studii vizînd comportarea la sudare și stabilirea materialelor de adaos pentru sudarea manuală cu electrozi înveliți și automat sub strat de flux. Din investigațiile efectuate a rezultat necesitatea precauțiilor la sudare în vederea asigurării caracteristicilor mecanice superioare pe îmbinările sudate realizate.

Preocupările mai recente au avut ca obiectiv oțelurile călite-revenite, urmărindu-se elaborarea tehnologiilor de sudare, tratament termic și control a îmbinărilor de grosime 140—200 mm. Problemele deosebite care trebuiau avute în vedere în cazul acestor investigații erau secțiunile mari care se sudează și rezistența la radiații. Pe baza experimentărilor efectuate s-au elaborat tehnologiile de sudare manuală cu electrozi înveliți și automat sub strat de flux; de asemenea, sînt în curs de desfășurare cercetări care vizează

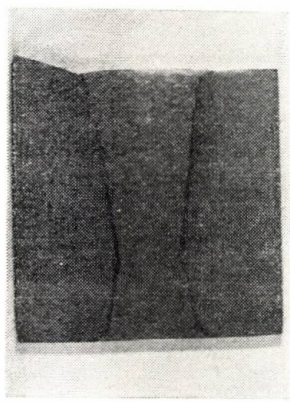
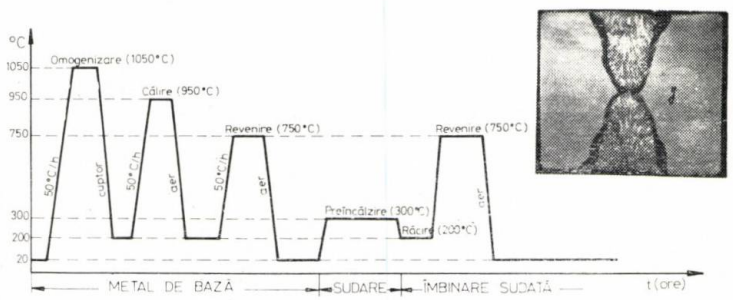


Fig. 20 Macrostructura îmbinării realizate din oțel slab aliat cu nichel, crom, molibden, prin procedeul automat sub strat de flux.

elaborarea tehnologiilor de sudare în baie de zgură a unor mărci de oțeluri călite-revenite.

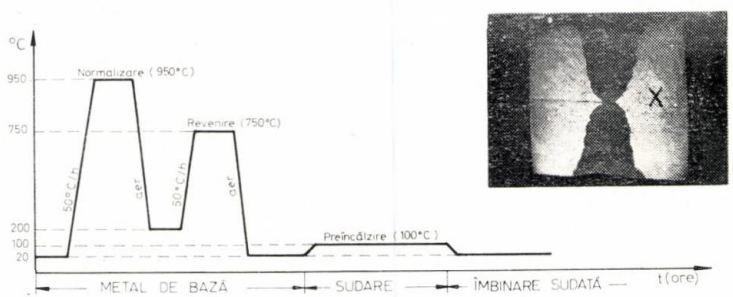
În figura 20 apare macrostructura unei suduri realizate pe asemenea secțiuni mari, din oțel slab aliat cu nichel, crom, molibden, prin procedeul automat sub strat de flux. Astfel de îmbinări au cuprins 250—300 rînduri depuse, respectiv 50—60 straturi.

Pe linia valorificării materialelor de sudare indigene se remarcă experimentările efectuate pe oțeluri martensitice inoxidabile cu 12—14% crom livrate în stare laminată sau turnată. S-au realizat îmbinări omogene și eterogene cu preîncălzire și tratament termic după sudare (figura 21 și 22).



Flux tehnologic – oțel martensitic în stare turnată, îmbinare omogenă

Fig. 21 Îmbinarea sudată omogenă și flux tehnologic. Oțel martensitic în stare turnată.



Flux tehnologic – oțel martensitic în stare laminată, îmbinare eterogenă

Fig. 22 Îmbinare sudată eterogenă și flux tehnologic. Oțel martensitic în stare laminată.

Atît cercetările efectuate asupra oțelurilor călite-revenite cît și a oțelurilor martensitice inoxidabile cu 12—14% crom se valorifică în domeniul industriei energetice la construirea diverselor echipamente.

3. În condițiile dezvoltării tehnicii contemporane, cînd regimurile de exploatare sînt tot mai severe, iar exigențele siguranței în funcționare tot mai ridicate, se impune aprofundarea examinărilor privind comportarea metalului în zona sudată. Pe această linie se înscriu și preocupările Institutului de sudură și încercări de materiale din Timișoara referitoare la utilizarea oțelurilor cu rezistență ridicată. Prin expunerea contribuției în acest domeniu s-a urmărit să se noteze numai principalele realizări obținute. O prezentare detaliată a investigațiilor întreprinse nefiind posibilă, avînd în vedere complexitatea deosebită a ansamblului de examinări, s-au indicat principalele surse bibliografice care au stat la baza elaborării prezentului referat.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Surgean, I.:* Influența corelativă a materialelor de sudare asupra tehnologiei sudării. Vol. 2, București, Ed. CDP, 1971.

[2] *Surgean, I.:* Teoria învelișurilor pentru electrozi, București, Ed. CDP, 1971.

[3] *Morariu, St.:* Despre durificarea zonei influențate termic la oțelurile carbon și slab aliate cu rezistență la rupere de 370..., 520 N/mm². In: Construcția de mașini, 27, nr. 11, 1975, p. 528—535.

[4] *Hrelescu, M.:* Cercetări privind tendința spre durificare a unor oțeluri microaliate cu niobiu. In: Comunicările conferinței de sudură și încercări de metale privind probleme ale realizării și controlului sudurilor. Secția. I. Timișoara 6—8 septembrie 1971, p. 173—186.

[5] *Hrelescu, M., Pascu, R.:* Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelurilor slab aliate 13 Cr Mo 44 și 22 Ni Mo Cr 37. In: „Construcția de Mașini", nr. 8, 9/1977.

[6] *Sălăgean, T., Morariu, St., Subu, T.:* Fisurarea la detensionare a structurilor sudate din oțel. In: „Construcția de mașini 24, nr. 9, 1972, p. 503—507.
[7] *Safta, V.:* Betrachtungen zur Ausbildung der plastischen Verformungen bei dreiachsigem Spannungszustand. In: MATERIAL-PRUFUNG, Vol. 16, nr. 7, 1974, p. 202—207.
[8] *Cioclov, D.:* Steel testing to critical crack opening displacement. In: Rev. roum. sci. techn. Ser. Met. nr. 2, 1973, p. 113—125.
[9] *Sălăgean, T., Safta, V.:* Situația actuală și dezvoltarea în perspectivă a tehnologiilor de sudare și control a îmbinărilor și structurilor sudate. In: Construcția de mașini, vol. 27, nr. 5, 1975, p. 193—199.
[10] *Safta, V., Varga, L.:* Influența defectelor de sudare asupra susceptibilității la fisurare a îmbinărilor cap la cap. In: Studii și cercetări de metalurgie, vol. 16, nr. 2, 1971, p. 201—208.
[11] *Rațiu, M.:* Studii preliminare asupra introducerii oțelului OLX 52 în construcții sudate. In: Comunicări — Consfătuirea de sudură și încercări de metale, Timișoara, 1955.
[12] *Nădășan, St., Iovițiu, E., Rațiu, M., Michels, I.:* Cercetări asupra sudării oțelului OLX 52, In: Studii și cercetări — științe tehnice, V, nr. 1—2, 1958, p. 11—32.
[13] *Nădășan, St., Iovițiu, E.:* O contribuție la studiul oțelului OLX 52 cu adaos de titan. In: Studii și cercetări — științe tehnice, VIII, nr. 1—2, 1961, p. 17—30.
[14] *Sălăgean, T., Hrelescu, M., Boarna Clara, Dehelean, D.:* Comportarea metalurgică la sudare a oțelului P.D. In: Studii și cercetări de metalurgie, tom. 16, nr. 1, 1971, p. 57—74.
Studii și cercetări de metalurgie, tom. 16, nr. 1, 1971, p. 57—74.
[15] *Hrelescu, M., Bedros, D.:* Cercetări privind calitățile îmbinărilor sudate ale plăcilor ortotrope din suprastructura metalică a podului de peste Dunăre de la Vadul Oii-Giurgeni. In. Broșura „Sudarea oțelurilor de construcție slab aliate cu granulație fină", 1971.
[16] *Sălăgean, T., Rațiu, M., Boarna, C.:* Analiza calității execuției sudurilor de montaj la tablierul metalic al podului de peste Dunăre de la Giurgeni-Vadul Oii, In: Broșura „Sudarea oțelurilor de construcție slab aliate cu granulație fină, 1971.
[17] *Sălăgean, T., Boarna, C., Dehelean, D.:* Rezilienta cusăturilor la sudarea oțelurilor slab aliate. In: Studii și cercetări de metalurgie, tom. 17, nr. 2, 1972, p. 173—181.
[18] *Hrelescu, M., Drăgulescu, D.:* Studiul tehnologiei de sudare și controlului sudurilor plăcilor ertotrope din tablierul metalic al podului de peste Dunăre de la Giurgeni-Vadul Oii. In: Conferința de construcții metalice, Timișoara, 1973.
[19] *Hrelescu, M., Selmereanu, H.:* Cercetări privind sudarea automată a oțelurilor cu rezistență mărită, slab aliate cu mangan. In: Construcția de mașini, nr. 1, 1969, p. 37—43.
[20] *Sălăgean, T., Boarna, C., Dehelean, D.: Tringl, E., Popescu, R.:* Cercetări privind comportarea metalurgică la sudare a unor oțeluri slab aliate fabricate în R.S.R., In: Studii și cercetări de metalurgie, tom. 16, nr. 2, 1971, p. 227—241.
[21] *Popovits, D., L.:* Cercetări privind comportarea la sudare a oțelurilor românești rezistente la intemperii. Comunicare prezentată la sesiunea I.C.P.T.S.C. București, 20—22.05.1974.
[22] *Rațiu, M.:* Influența rigidității îmbinărilor sudate asupra spectrului solicitărilor. In: Comunicările conferinței de sudură și încercări de metale, privind probleme ale realizării și controlului sudurilor. Secția II. Timișoara 6—8 septembrie 1971, p. 67—86.
[23] *Rațiu, M., Schulz, T.:* Aplicarea conceptelor fiabiliste la analiza durabilității îmbinărilor sudate de la un boghiu de cale ferată. In: Lucrările simpozionului „Probleme și tendințe în construcții metalice" Timișoara — 17 aprilie, 1976, p. 16—21.
[24] *Safta, V., Bernath, A., Moisa, T.:* Caracteristicile de tenacitate dinamică ale unor oțeluri slab aliate pentru recipiente sub presiune la temperaturi joase. In: Metalurgia, 1976, nr. 4.

CZ: 621.78 : 622.233.292

Tratamentul termic al cuțitelor sudate pentru combine miniere

Ing. Anghel **RĂDUCĂNESCU**, ing. Romulus **PASCU** — I.S.I.M. Timișoara

Introducere

În procesul de așchiere a cărbunelui se utilizează combine miniere echipate cu diferite tipuri de cuțite. Cuțitele cu care se echipează combinele miniere folosite în prezent în țara noastră se importă. Pe plan mondial aceste cuțite se confecționează prin lipirea unei plăcuțe dure de carburi metalice sinterizate pe suporturi de oțel cu caracteristici de rezistență ridicate.

În compoziția chimică a plăcuțelor de acest tip intră carburile de wolfram (85 . . . 85,5 % W) și cobalt (cca 7,5 . . . 8% Co). Cobaltul conferă plăcuțelor o rezistență sporită la șocurile determinate de izbirea repetată a cuțitelor în stratul de cărbune cu intercalații de straturi dure.

Avînd în vedere că materialele ce intră în compoziția plăcuțelor de carburi metalice sinterizate sînt deficitare în țară, s-a pus problema confecționării acestor cuțite prin sudarea unor plăcuțe de oțel rapid pe suporturi de oțel aliat. Cercetările întreprinse la I.S.I.M. Timișoara au condus la stabilirea tehnologiei de sudare în mediu protector de argon cu electrod nefuzibil (WIG), fără material de adaos, a plăcuțelor de oțel rapid Rp3 pe suporturi de oțel 33 Mo C 11 [1]. De asemenea, în cadrul laboratorului de încercări

de materiale al I.S.I.M. s-a stabilit tehnologia de încercare la forfecare prin șoc și forfecare statică a cuțitelor sudate.

În figura 1 se prezintă forma și dimensiunile cuțitului și ale plăcuței dure pentru care s-a stabilit tehnologia de sudare, de încercare, respectiv tratamentul termic [1].

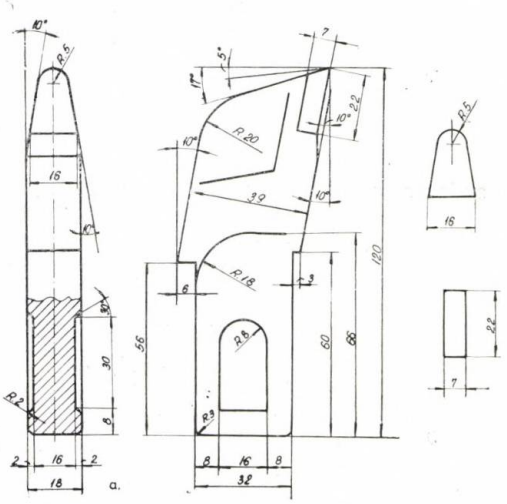


Fig. 1 Forma și dimensiunile cuțitului și a plăcuței dure.

Tehnologia de sudare a cuțitelor s-a stabilit impunîndu-se următoarele condiții :

— energia de rupere la forfecare prin șoc a îmbinării sudate : 60 J ;

— forța de forfecare statică : 34.000 N ;

— duritatea plăcuței de oțel rapid după călire și revenire : 60 ... 65 HRC sau 720 ... 840 HV5.

Aceste condiții au fost stabilite în urma încercărilor de laborator și în exploatare a cuțitelor lipite din import.

În figura 2 se prezintă aspectul a două cuțite sudate prin procedeul WIG.

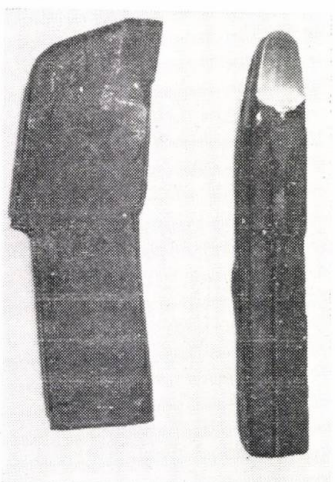


Fig. 2 Aspectul a două cuțite sudate.

Ciclurile termice ce iau naștere în timpul procesului de sudare determină modificări structurale și acumularea de tensiuni în îmbinarea sudată.

Tratamentul termic aplicat cuțitelor sudate pentru obținerea unei durități corespunzătoare a plăcuței de oțel rapid și a unei structuri de echilibru în îmbinarea sudată, ținînd seama de condițiile impuse cuțitelor sudate, prezintă cîteva aspecte specifice interesante ce se tratează în cele ce urmează.

Stabilirea tehnologiei de tratament termic

Călirea. La stabilirea tehnologiei de tratament termic s-a avut în vedere că piesele (cuțitele) sudate sînt confecționate din două oțeluri cu temperaturi de călire diferite. Oțelul 33 Mo C 11 (STAS 791—66) din care se confecționează suportul cuțitului se călește la temperatura de 820—850°C, iar oțelul rapid Rp3, la 1250 ... 1300°C (conform STAS 7382—66). Tratamentul adecvat pentru oțelul 33 Mo C 11 este necorespunzător pentru oțelul Rp_3. Cu toate că cele două oțeluri intră în componența aceluiași produs este nevoie să se facă o călire diferențiată a celor două părți ale cuțitului sudat, plăcuța și suportul. Procedeul de încălzire în vederea unei căliri diferențiate care a condus la rezultatele cele mai bune a fost încălzirea prin inducție.

Experimentările pentru stabilirea tehnologiei de călire prin inducție au fost efectuate la o instalație tip IIP-L_3-107, cu puterea de 100 kW și frecvența 60 ... 74 kHz. La această instalație s-a adaptat un inductor în formă de buclă. În figura 3 se prezintă etapele încălzirii diferențiate a cuțitelor în vederea călirii.

În prima etapă, care durează 28 ... 30 secunde (fig. 3 a), cuțitului i se imprimă o mișcare de rotație în jurul axei sale, concomitent cu o mișcare de translație alternativă pe verticală, în inductor. Se urmărește ca suportul cuțitului să ajungă la temperatura de 850°C. Căldura se propagă treptat de la suport spre plăcuță.

În etapa a doua, care durează 13 ... 15 secunde, capătul cuțitului se apropie alternativ de cele două părți laterale ale inductorului (fig. 3.b). În acest fel are loc uniformizaarea temperaturii suportului sub plăcuță.

În cea de a treia etapă, care durează 4—6 secunde, plăcuța de oțel rapid se apropie de porțiunea superioară a inductorului, cuțitul mișcîndu-se înainte și înapoi (fig. 3.c) pînă ce temperatura plăcuței ajunge la 1230—1250°C. La atingerea acestei temperaturi cuțitul se introduce în ulei de tratament termic TT.25, STAS 2720—73 și se agită prin mișcări circulare timp de 30 secunde. Această mișcare

este necesară pentru înlăturarea gazelor ce se formează în jurul cuțitului și care împiedică răcirea corespunzătoare a acestuia.

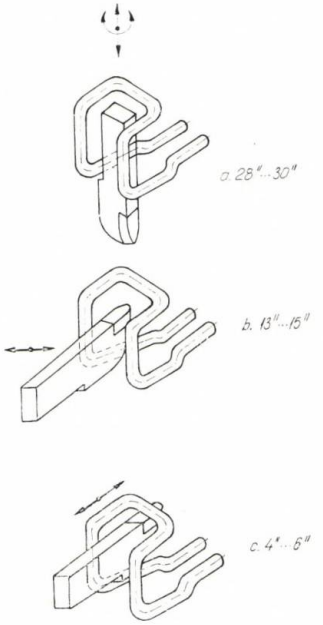


Fig. 3 Etapele încălzirii cuțitelor sudate în vederea călirii.

În tabelul 1 se prezintă durițățile HV 5 atinse de plăcuțele a cinci cuțite introduse în ulei fără a fi agitate, comparativ cu durițățile plăcuțelor a cinci cuțite încălzite la aceeași temperatură și răcite în același ulei, dar prin agitare timp de 30 secunde.

Tabelul 1

Marcajul cuțitului	Duritatea plăcuțelor cuțitelor introduse în ulei fără a fi agitate (HV 5)	Duritatea plăcuțelor cuțitelor introduse în ulei și agitate timp de 30 secunde (HV 5)
1	713	766
2	701	841
3	689	795
4	701	841
5	726	810

Din cinci cuțite răcite fără agitare numai unul (marcat cu numărul 5 în tabelul 1) îndeplinește condiția impusă pentru duritatea plăcuțelor de oțel rapid a cuțitelor sudate. În schimb toate cuțitele răcite prin agitare în ulei timp de 30 secunde îndeplinesc această condiție (prezintă durițăți între 720 și 840 HV 5).

Oțelurile rapide, datorită prezenței unei cantități mari de carburi în exces (în special ledeburitice), păstrează o granulație fină pînă la temperaturi destul de înalte [2, 3, 4]. La această temperatură o parte din carburile slab aliate și speciale trec în soluție, în timp ce carburile ledeburitice nu se dizolvă, rămînînd separate în austenită așa încît împiedică formarea unui grăunte de austenită grosolan [4].

Cu toate acestea temperatura de călire a plăcuței de oțel rapid Rp_3 prezintă o importanță deosebită pentru obținerea unor cuțite de calitate ridicată. Dacă această temperatură este sub 1200 ... 1230°C duritatea plăcuței va fi sub 720 HV 5 (~ 60 HRC), iar stabilitatea de revenire nu este corespunzătoare. Dacă temperatura depășește 1250°C ajungînd pînă la linia solidus rezultă o structură cu grăunți grosolani, iar muchiile tăietoare ale plăcuței se fărîmițează la lovire ușoară sau prezintă scobituri. În acest caz, oțelul a fost supraîncălzit. Mărirea apreciabilă, a grăuntelui și numărul mic de carburi nedizolvate constituie o indicație că oțelul a fost supraîncăzit [4].

În figura 4 se prezintă două cuțite călite cu plăcuțele de oțel rapid supraîncălzite (1280 ... 1300°C). Se observă că marginile plăcuțelor prezintă scobituri ca urmare a supraîncălzirii la răcire.

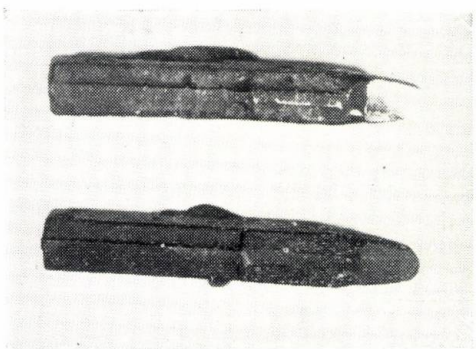


Fig. 4 Cuțite sudate cu plăcuțele supraîncălzite la călire.

Cercetările au scos în evidență că atingerea temperaturii potrivite pentru călire coincide cu apariția unor pete mici de culoare mai închisă decît fondul galben spre alb al plăcuței dispersate fin pe suprafața acesteia. În momentul atingerii temperaturii de circa 1200°C pe suprafața plăcuței apar 2 ... 4 pete mari (fig. 5.a.) de culoare mai închisă comparativ cu fondul suprafeței plăcuței. Timpul scurt de menținere a acestor pete face ca, să fie dificilă de precizat compoziția lor. Se face ipoteza că aceste pete reprezintă aglomerări de carburi complexe (de wolfram, de crom, etc.). După circa 1 ... 2 secunde aceste pete (fig. 5.a) se dispersează într-o mulțime de pete mici (fig. 5.b). Se consideră că în acest moment are loc dispersarea și punerea parțială în soluție a carburilor. Acesta este momentul cel mai potrivit în care cuțitul trebuie scos din inductor și introdus în uleiul pentru răcire.

Revenirea. În scopul eliminării tensiunilor din îmbinarea sudată și a îmbunătățirii caracteristicilor de plasticitate ale acesteia, cu-

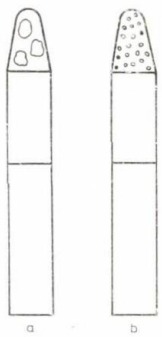


Fig. 5 Apariția și dispersarea petelor de carburi la atingerea temperaturii potrivite pentru călire a plăcuțelor de oțel rapid.

țitele sudate au fost supuse unei reveniri înalte. Cu toate că pentru oțelurile rapide se recomandă două sau mai multe reveniri [2, 3], aspectul economic a impus efectuarea unei singure reveniri pentru cuțitele sudate.

Temperatura și diagrama de revenire au fost stabilite experimental plecînd de la recomandările din literatura de specialitate [2, 3]. În figura 6 se prezintă diagrama de revenire după călire a cuțitelor sudate.

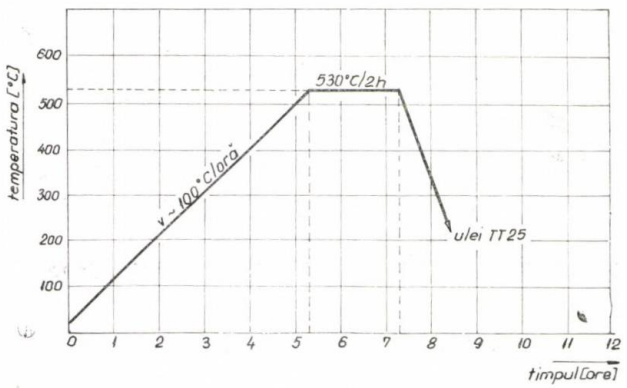


Fig. 6 Diagrama de revenire a cuțitelor sudate.

Pentru stabilirea diagramei s-a impus condiția ca după revenire, duritatea plăcuței de

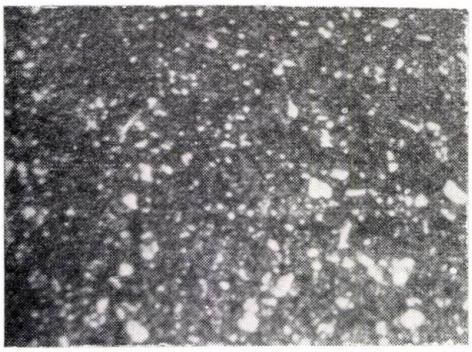


Fig. 7 Microstructura unei plăcuțe de oțel rapid călită și revenită înalt (atac H C1, 500 x).

oțel rapid să se mențină la valoarea inițială sau să crească. În cazul oțelurilor rapide acest fenomen este posibil ca urmare a transformării austenitei reziduale în martensită și a separării din martensită a unor particule de carburi globulare [2, 3, 4].

În figura 7 se prezintă microstructura unei plăcuțe de oțel rapid călită și revenită. Se observă o structură martensitică fină cu carburi complexe poliedrice și globulare [1].

În tabelul 2 se prezintă, pentru cinci cuțite, duritatea primară a păcuței de oțel după călire, comparativ cu duritatea aceleiași plăcuțe după călire și revenire.

Tabelul 2

Marcajul cuțitului	Duritatea plăcuței după călire (HV 5)	Duritatea plăcuței după călire și revenire (HV 5)
1	739	752
2	726	795
3	766	795
4	739	766
5	795	795

Din tabelul 2 se observă o creștere a durității după revenire în cazul a patru cuțite și o menținere a acestei durități în cazul celui de-al cincilea cuțit.

Încercările cuțitelor sudate, călite, și revenite

Cuțitele sudate, călite și revenite au fost supuse la încercări de duritate HV 5, forfecare prin șoc, forfecare statică și în condiții de exploatare. În tabelul 3 se prezintă valorile durităților în secțiunea efectuată prin cuțitul sudat, călit și revenit (marcat cu nr. 1 în tabelul 2). Amplasarea urmelor la măsurarea durităților se prezintă în figura 8.

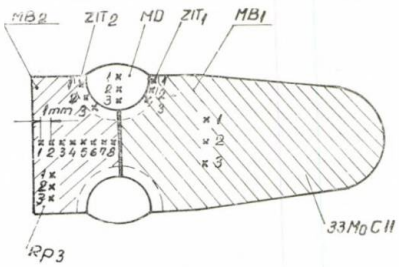


Fig. 8 Amplasarea urmelor la măsurarea durităților HV 5 în secțiunea unui cuțit sudat călit și revenit înalt.

Observînd valorile durităților în secțiunea plăcuței de oțel rapid (coloana 2 din tabelul 3) se poate trage concluzia că, practic, călirea plăcuței se produce pe toată grosimea.

Tabelul 3

Numerotarea urmei	Duritatea (HV 5)					
	MB_2 (Rp_3)	MB_2 (Rp_3)	ZIT_2	MD	ZIT_1	MB_1
1	2	3	4	6	5	7
1	752	739	825	633	509	480
2	739	766	795	666	502	487
3	739	726	781	701	509	473
4	726	—	—	—	—	—
5	739	—	—	—	—	—
6	713	—	—	—	—	—
7	701	—	—	—	—	—
8	701	—	—	—	—	—

Încercările de duritate, de forfecare prin şoc şi forfecare statică efectuate au arătat că, sudate, călite şi revenite, cuţitele îndeplinesc condiţiile impuse iniţial.

Încercările în exploatare au fost efectuate cu cuţite sudate în două situaţii. În prima situaţie au fost sudate plăcuţe şi suporturi călite în prealabil. Ca urmare a încălzirii la sudare, duritatea plăcuţelor de oţel rapid a scăzut cu circa 100 HV 5 [1]. Pentru ca plăcuţele să aibă o duritate corespunzătoare, după sudare cuţitele au fost călite din nou şi revenite.

În cea de a doua situaţie au fost sudate plăcuţe şi suporturi necălite, călirea făcîndu-se numai după sudare. Un număr de 60 cuţite înainte şi după sudare şi apoi revenite, şi un număr de 30 cuţite călite şi revenite numai după sudare au fost încercate în condiţii de exploatare. În tabelul 4 se prezintă rezultatele comportării în exploatare a cuţitelor sudate în cele două situaţii, comparativ cu cuţitele lipite primite din import.

Tabelul 4

Indicatorul urmărit	Cuţite lipite din import	Cuţite sudate, călite înainte şi după sudare	Cuţite sudate, călite numai după sudare
1	2	3	4
Consum de cuţite bucăţi/metru liniar de front tăiat	0,0653	0,0618	0,0336
Consum de cuţite mm/metru liniar de front tăiat	0,350	0,173	0,137
Consum de cuţite mm/tona de cărbune tăiat	0,360	0,120	0,102
Consum de cuţite bucăţi/1000 tone cărbune tăiat	47,5	46	25

Analizînd rezultatele din tabelul 4, se constată că în procesul de aşchiere a cărbunelui, cuţitele sudate se comportă mai bine comparativ cu cele lipite din import. Cele mai bune rezultate au fost obţinute cu cuţitele călite numai după sudare. Aceste rezultate se explică prin aceea că, deşi plăcuţele de carburi sinterizate cu care sînt armate cuţitele lipite din import au o duritate mult mai mare (pînă la 80 HRC), comparativ cu cea a plăcuţelor de oţel rapid (pînă la 65 HRC), ele prezintă în acelaşi timp o tenacitate mai redusă. Ca urmare plăcuţele de carburi sinterizate se sparg mai repede, iar suportul de oţel fără plăcuţa dură se consumă mai rapid.

Reducîndu-se numărul tratamentelor termice, cuţitele (călite o singură dată şi apoi revenite) au şi un preţ de cost mai scăzut comparativ cu cele călite înainte şi după sudare.

Concluzii

Cercetările efectuate au condus la stabilirea tehnologiei de tratament termic a cuţitelor pentru combine miniere sudate astfel, încît condiţiile iniţiale impuse pentru aceste cuţite să fie îndeplinite.

Cele două oţeluri din care se confecţionează cuţitele avînd temperaturi de călire mult diferite, încălzirea prin inducţie în vederea călirii este procedeul care se pretează cel mai bine în acest scop.

Atingerea temperaturii celei mai potrivite, în procesul de încălzire pentru călire este asociată cu apariţia pe suprafaţa plăcuţei a unor pete mici şi dese de culoare mai închisă decît fondul plăcuţei, care indică momentul dispersării carburilor complexe şi trecerea parţială a lor în soluţie.

Pentru a obţine o călire corespunzătoare cuţitele trebuie agitate în baia de ulei, prin mişcări circulare timp de cca 30 secunde.

Cuţitele călite numai după sudare, dau rezultate mai bune în exploatare şi au un preţ de cost mai scăzut comparativ cu cele călite înainte şi după sudare.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: Cercetări privind sudarea plăcuţelor dure pe cuţitele de tăiere ale combinelor miniere. Studiu I.S.I.M. Timişoara, 1976.

[2] *Fantea, S. Dulămiţă, T.*: Teoria şi practica tratamentelor termice, Ed. tehnică, Bucureşti, 1966.

[3] *Constantinescu, A. şi alţii*: Îndreptar de fonte şi oţeluri, Ed. tehnică, Bucureşti, 1969.

[4] *Schuman, H.*: Metalurgie fizică, Traducere din limba germană după ed. III-a, Ed. tehnică, Bucureşti, 1962, pag. 475—482.

CZ : 621.233 : 622 : 621.822.5

Contribuții la determinarea comportării în exploatare a lagărelor cu alunecare sferice folosite în industria minieră

Prof. dr. doc. ing. Ilie N. **CONSTANTINESCU**, asist. ing. Francisc **TAKÁCS** — Institutul de mine Petroșani

Generalități

Lagărele cu alunecare sferice constau dintr-un inel interior cu suprafața de lucru exterioară sferică convexă și un inel exterior cu suprafața de lucru interioară sferică, concavă. Datorită construcției lor, lagărele cu alunecare cu suprafața de reazem sferică sînt adecvate în situațiile cînd se impune rezemarea autoreglabilă a arborilor față de carcasă, sau în cazul cînd organele susținute efectuează mișcări oscilatorii spațiale cu viteze mici [13].

Datorită erorilor de prelucrare, de montaj sau datorită deformării întregului ansamblu în timpul funcționării, apare o înclinare a fusului în reazem. Prin urmare la construcțiile convenționale presiunea la marginile cuzinetului lagărului cu alunecare cilindric va crește (fig. 1), putînd conduce la încălzirea, la uzarea rapidă sau chiar la griparea lagărului. Datorită formei sferice a suprafețelor de alunecare sarcina va fi uniform repartizată pe toată suprafața de lucru (fig. 2), iar posibilitatea autoreglării lagărului elimină efectele negative amintite la lagărul cu alunecare cilindric.

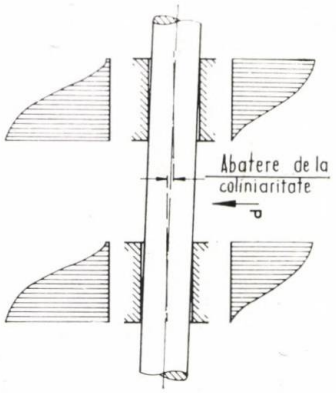


Fig. 1 Variația presiunii de contact în lagărul cu alunecare cilindric

Lagărul cu alunecare sferic radial, care a fost introdus cu succes în construcția de mașini în cursul deceniului trecut, poate fi exploatat la capacitatea de încărcare totală doar atunci cînd sarcinile date acționează perpendicular pe axa lagărului. Sarcinile

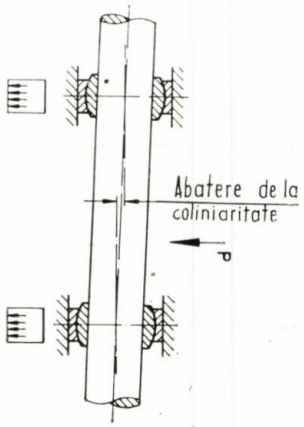


Fig. 2 Eliminarea variației presiunii de contact prin utilizarea lagărelor cu alunecare sferice.

combinate radial-axiale au ca urmare o scădere a suprafeței portante a lagărului odată cu creșterea componentei axiale (fig. 3) Creșterea presiunii specifice datorită reducerii suprafeței de contact conduce la scăderea de funcționare a lagărului [12].

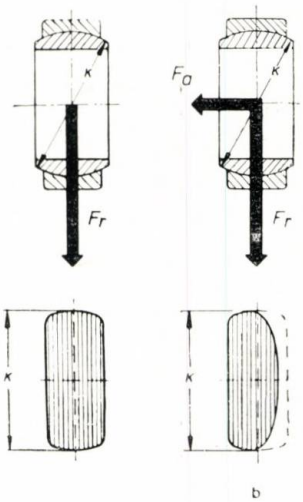


Fig. 3 Scăderea suprafeței portante la lagărul cu alunecare sferic radial datorită sarcinilor axiale.

În practică apar multe situații în care lagărul cu alunecare sferic este supus unor solicitări combinate sau chiar pur axiale ; căutările pentru soluționarea optimă a acestor situații au condus la apariția lagărelor sferice pentru sarcini combinate și axiale.

Dezvoltarea lagărelor cu alunecare sferice este nemijlocit legată de cea a acționării hidro-pneumatice, deoarece introducerea pe scară largă a acestor lagăre în construcția de mașini a început prin montarea lor la cilindrii hidraulici.

La folosirea articulațiilor cilindrice, datorită abaterilor de la coliniaritate sau de la perpendicularitate, întregul cilindru hidraulic sau pneumatic va fi supus unor eforturi de încovoiere. Prin folosirea lagărelor cu alunecare sferice solicitarea la încovoiere va fi aproape complet eliminată. Momentul încovoietor din tija pistonului va fi doar cel determinat de frecarea de alunecare din lagărul sferic, cilindrul de lucru fiind supus doar solicitărilor pentru care a fost conceput.

Evident lagărele cu suprafețe de alunecare sferice sînt mai scumpe decît bucșele cilindrice, dar cheltuielile suplimentare față de costul total al cilindrului sînt relativ mici, astfel încît mărirea duratei de funcționare a cilindrului și siguranța acestuia devin un avantaj real [10].

Tipuri de lagăre cu alunecare sferice și capete cu lagăre sferice

Datorită condițiilor de exploatare foarte variate au apărut lagăre cu alunecare sferice de diferite tipuri constructive, dimensiuni și cu diferite cupluri de materiale. După criteriul constructiv aceste lagăre se împart în trei grupe principale: lagăre cu alunecare sferice radiale, lagăre cu alunecare sferice radial-axiale și lagăre cu alunecare sferice axiale.

În ceea ce privește materialele folosite se deosebesc lagăre cu alunecare sferice la care cuplul de materiale este oțel pe oțel și lagăre cu alunecare sferice care nu necesită întreținere [11].

Capetele cu lagăre cu alunecare sferice sînt alcătuite în principiu dintr-un lagăr cu alunecare sferic montat într-un cap — carcasă. Capacitatea de a prelua sarcini mari, robustețea precum și întreținerea simplă a lor au condus la o largă întrebuințare practică a acestora. Domeniul principal de folosire îl reprezintă montarea la capetele tijelor solicitate la întindere-compresiune, care trebuie să permită mișcări spațiale [13].

Lagăre cu alunecare sferice de tipul oțel pe oțel. Lagărele cu alunecare sferice cu cuplul de materiale oțel pe oțel se confecționează de regulă din oțeluri pentru rulmenți de calitate superioară. Inelele exterioare și interioare se călesc și suprafețele de asamblare se rectifică. Suprafețele sferice de alunecare se supun unui tratament termochimic de manganfosfatare, iar după aceea se tratează cu bisulfură de molibden. Acest gen de tratament superficial asigură o rezistență mare la uzare și caracteristici optime de funcționare în cazul regimurilor de frecare la limită și mixtă [4].

Datorită rezistenței ridicate a suprafețelor de alunecare aceste lagăre sînt adecvate în mod deosebit pentru preluarea unor solicitări alternative mari, chiar și sub formă de șoc [3]. Lagărele cu alunecare sferice cu cuplul de materiale oțel pe oțel se construiesc în variantele lagăr radial, lagăr radial-axial și lagăr axial.

Lagărele cu alunecare sferice radiale (fig. 4) corespund în special pentru prelucrarea unor forțe radiale mari și eventual a unor forțe axiale neînsemnate [3].

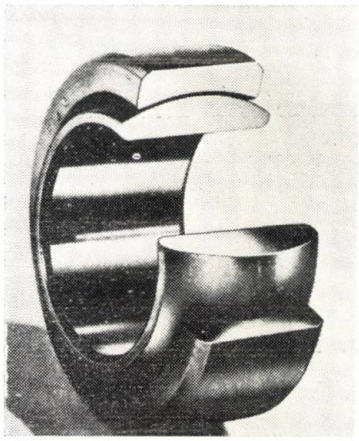


Fig. 4 Lagăr cu alunecare sferic radial.

Lagărele cu alunecare sferice radial-axiale oțel pe oțel (fig. 5) sînt adecvate pentru preluarea unor sarcini combinate, radial-axiale. Acest tip de lagăr este demontabil, adică montarea inelului interior se poate face independent de cel exterior [4].

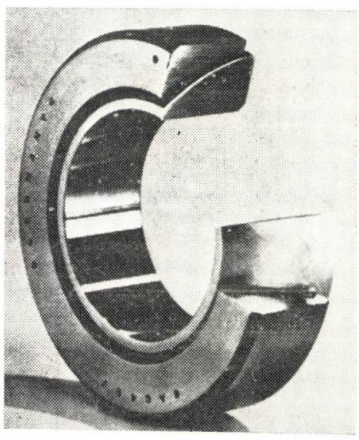


Fig. 5 Lagăr cu alunecare sferic radial-axial.

Lagărele cu alunecare sferice axiale oțel pe oțel (fig. 6) sînt destinate pentru preluarea sarcinilor axiale mari. Ele permit într-o anumită măsură preluarea unor solicitări com-

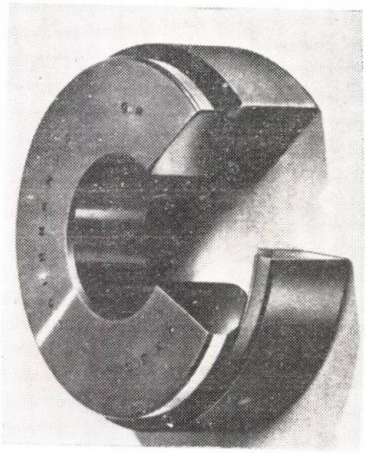


Fig. 6 Lagăr cu alunecare sferic axial.

binate, cu condiția ca sarcina axială să fie cel puțin dublul sarcinii radiale. Și aceste lagăre sînt demontabile, astfel încît montarea inelului interior și exterior se poate efectua separat.

Lagăre cu alunecare sferice ce nu necesită întreținere. Lagărele cu alunecare sferice în variante care nu necesită întreținere se utilizează cu precădere în acele domenii unde se impun cerințe deosebite în privința duratei și siguranței de funcționare, respectiv acolo unde problema unor dificultăți de ungere face nerațională utilizarea lagărelor cu cuplul de material oțel pe oțel. Acestea sînt, îndeosebi, cazuri de solicitări mari într-un singur sens statice sau dinamice, respectiv cazuri de mișcări relative cu viteze foarte mici [4].

Lagărele cu alunecare sferice ce nu necesită întreținere se execută în variantele lagăr radial, radial-axial și axial. Cuplurile de materiale folosite la realizarea lagărelor ce nu necesită întreținere sînt :

— oțel pe material compound DU [1] ;
— oțel pe masă plastică armată cu fibre de sticlă+PTFE [2] ;
— oțel pe țesătură cu PTFE ;
— oțel pe folie de PTFE ;
— oțel pe bronz special.

Pentru construcția de mașini grele, la care capacitățile de încărcare și dimensiunile lagărelor cu alunecare sferice radiale obișnuite nu sînt suficiente, se confecționează lagăre sferice radiale mari.

1) = bandă de oțel pe care se depune prin sinterizare bronz cu zinc, iar porii stratului de bronz se umplu cu un amestec de PTFE și plumb.
2) = politetrafluoretilenă.

Cuplul de materiale pe care se produce alunecarea la aceste lagăre se prezintă sub formă de mai multe pastile rotunde de masă plastică ce conțin PTFE și sînt armate cu fibre de sticlă, așezate într-o colivie de oțel sudată la inelul exterior, care alunecă pe suprafața sferică călită și rectificată a inelului interior (fig. 7) [5], [13].

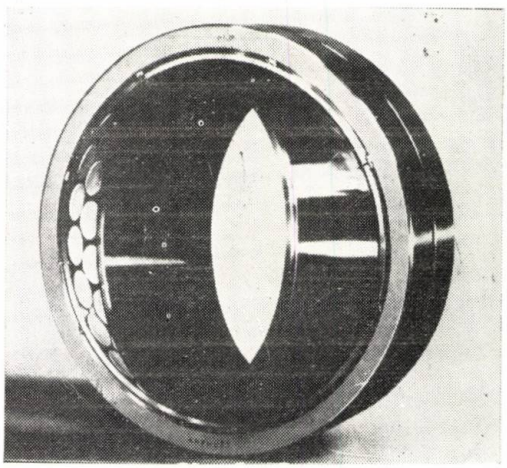


Fig. 7 Lagăr cu alunecare sferic radial de dimensiuni mari.

Capete cu lagăre cu alunecare sferice. Capetele cu lagăre sferice se construiesc în variantele prevăzute cu lagăre oțel pe oțel și cu lagăre ce nu necesită întreținere. Capetele dotate cu lagăre cu alunecare sferice de tip oțel pe oțel se recomandă în mod special pentru preluarea unor solicitări alternative, iar cele prevăzute cu lagăre ce nu necesită întreținere pentru sarcini dinamice ce acționează într-un singur sens.

În funcție de posibilitățile de asamblare atît capetele dotate cu lagăre sferice de tip oțel pe oțel, cît și cele cu lagăre ce nu nece-

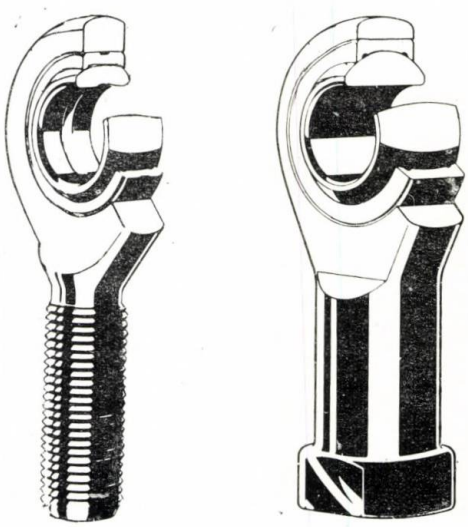


Fig. 8 Cap cu lagăr sferic filetat exterior.
Fig. 9 Cap cu lagăr sferic filetat interior.

sită întreținere se pot executa în variantele : cu filet exterior (fig. 8), cu filet interior (fig. 9) și capete ce se asamblează prin sudură (fig. 10) [13].

Fig. 10 Cap cu lagăr sferic care se îmbină prin sudare.

Calculul lagărelor cu alunecare sferică

Prin calculul lagărelor sferice se înțelege determinarea mărimii necesare a lagărului pe baza solicitărilor apărute în lagăr și a cerințelor privind durata de exploatare. La calculul lagărului se are în vedere dacă acesta trebuie să efectueze mișcări de oscilație în mod continuu, sau trebuie doar să compenseze erorile de execuție și montaj. Primul este cazul solicitărilor dinamice iar cel de al doilea — cel al solicitărilor statice [5].

Ecuațiile pentru calculul durabilității lagărelor cu alunecare sferice au fost stabilite pe baza încercărilor de durată de funcționare. Pentru constructor aceste ecuații reprezintă un ajutor prețios la dimensionarea corectă a lagărului. Este evident că între suprafețele de alunecare ce lucrează în condiții de solicitări ridicate, în domeniul frecării mixte sau chiar uscate, relațiile de natură tribologică sînt deosebit de complexe. Acestea, împreună cu numărul mare al factorilor de exploatare — ce pot fi prinse foarte greu în ecuații matematice — fac ca aceste calcule de durabilitate să fie acceptate doar ca un element ajutător în dimensionare și nu ca niște relații care dau durata reală de exploatare a lagărelor [11]. Deci cu ajutorul relațiilor date se pot determina doar valori de referință pentru durabilitatea lagărelor sferice. Majoritatea lagărelor vor atinge valoarea durabilității dată de aceste ecuații, iar un număr destul de mare de lagăre vor depăși durabilitatea calculată [13].

Calculul lagărelor cu alunecare sferice solicitate dinamic se bazează pe capacitatea de încărcare C. Ea ne dă sarcina admisibilă pe lagăr, la solicitare într-un singur sens în condiții de temperaturi de funcționare și viteze de alunecare normale, care permite atingerea unei durate de funcționare nominale de 100.000 oscilații în condiții de exploatare fără întreținere [13].

Dacă lagărele sferice sînt solicitate static sau efectuează mișcări neînsemnate sub sarcină, atunci se ia în considerare capacitatea de încărcare statică C_o Ea stă de asemenea la baza calculului lagărelor sferice solicitate dinamic, cînd asupra acestora acționează șocuri puternice. Capacitatea de încărcare statică dă sarcina admisibilă pe care o poate prelua un lagăr cu alunecare sferic, fără ca să se producă deteriorarea sa, adică fără ruperea lagărului, a unui inel, respectiv fără deformații permanente pe suprafețele de alunecare, care să cauzeze deranjamente de funcționare [13].

Calculul la solicitări dinamice. Durabilitatea unui lagăr cu alunecare sferic este dată de numărul oscilațiilor pe care le poate efectua acesta, fără apariția uzurii pe suprafețele de alunecare, fără mărirea jocului radial în lagăr și fără creșterea coeficientului de frecare.

Determinarea durabilității nominale pornește de la capacitatea de încărcare dinamică. Valoarea capacității de încărcare este valabilă numai dacă sarcina are mărime și direcție constantă, respectiv dacă lagărele radiale și radial-axiale sînt supuse la sarcini pur radiale iar cele axiale doar la sarcini pur axiale ce acționează centric. Durabilitatea nominală a lagărelor cu alunecare sferice se calculează conform relației [5], [13] ;

$$L = a_1 \cdot a_2 \cdot (a_3)^3 \cdot \left(\frac{C}{p}\right)^3 \cdot 10^5 \qquad (1)$$

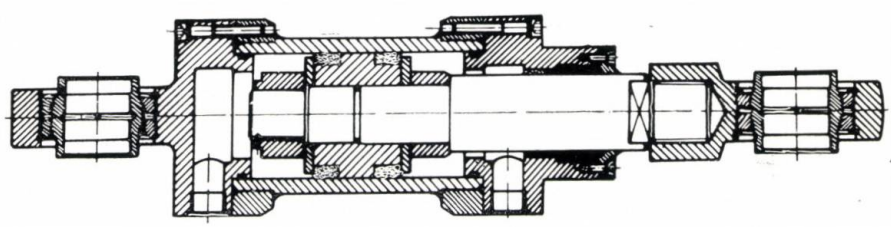


Fig. 11 Cilindru hidraulic prevăzut cu lagăr cu alunecare sferic radial și cap cu lagăr sferic filetat interior.

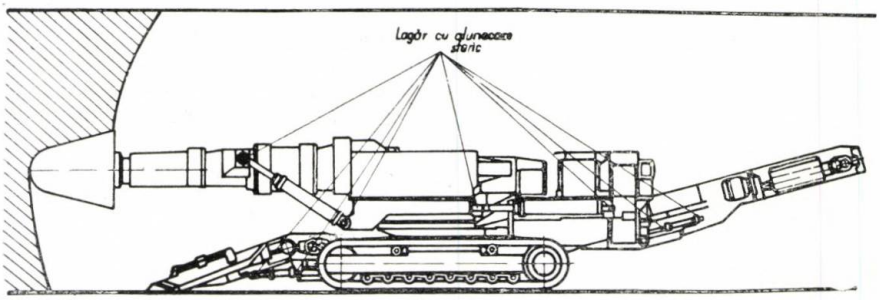


Fig. 12 Combină minieră a firmei Eickhoff prevăzută cu lagăre cu alunecare sferice.

unde :

C — capacitatea de încărcare dinamică [N] ;

P — sarcina echivalentă pe lagăr [N] ;

a_1 — coeficientul sensului de acționare a sarcinii, avînd valorile : $a_1 = 0{,}015 \div 5$, în funcție de felul sarcinii și natura cuplului de materiale ;

— a_2 — coeficientul de întreținere al lagărului, cu valorile : $a_2 = 1$ sau $a_2 = 15$, în funcție de lipsa sau existența ungerii și natura cuplului de materiale ;

a_3 — coeficientul de temperatură al lagărului, avînd valorile : $a_3 = 1 \div 0{,}3$ în funcție de temperatura de exploatare și natura cuplului de materiale.

Dacă solicitările din lagăr nu corespund condițiilor impuse la definirea capacității de încărcare, atunci se trece la calculul sarcinii dinamice echivalente. În practică în majoritatea cazurilor lagărele cu alunecare sferice radiale, radial-axiale precum și cele axiale sînt supuse unor sarcini combinate care se pot descompune în componente radiale și axiale. În aceste situații sarcina dinamică echivalentă se calculează cu relația :

$$P = X \cdot F_r + Y \cdot F_a \quad [\mathrm{N}] \qquad (2)$$

unde :

X — coeficientul radial pentru lagărele radiale de dimensiuni obișnuite și pentru lagăre radiale mari $X = 1$, pentru cele radial-axiale $X = 1$ dacă $F_a / F_r \leqslant 0{,}8$ și $X = 0{,}6$ dacă $F_a / F_r > 0{,}8$, iar pentru cele axiale $X = 1{,}2$;

Y — coeficientul axial — pentru lagărele cu alunecare sferice radiale obișnuite $Y = 1 \div 9$ în funcție de raportul $F_a / F_r = 0{,}2 \div 1{,}6$ și natura cuplului de materiale, pentru lagărele radiale mari $Y = 1$, pentru lagărele sferice radial-axiale $Y = 0$ dacă $F_a / F_r \leqslant 0{,}8$ și $Y = 0.7$ dacă $F_a / F_r > 0{,}8$, iar pentru cele axiale $Y = 1$.

Calculul la solicitări statice

În cazul lagărelor cu alunecare sferice supuse la solicitări statice, sarcina admisibilă se limitează nu datorită pericolului de uzare ci datorită rezistenței mecanice a inelelor lagărelor și a deformării plastice a suprafețelor de contact.

Sarcinile rezultante ce acționează asupra lagărelor, compuse din componente radiale și axiale, se transformă în acest caz în sarcini statice echivalente. Prin sarcină statică echivalentă se înțelege, în cazul lagărelor radiale și radial-axiale, acea sarcină radială, sau axială, care produce în lagăr aceeași deformație remanentă ca și sarcina reală.

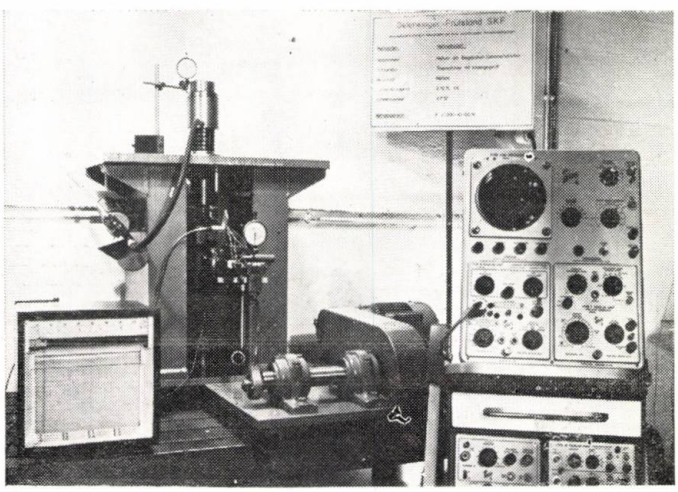


Fig. 13 Stand de încercări pentru cercetarea durabilității și uzurii lagărelor cu alunecare sferice.

Solicitarea statică echivalentă se determină cu relația [5], [13]:

$$P_o = X \cdot F_r + Y \cdot F_a \quad [N] \tag{3}$$

unde:

F_r — componenta radială a solicitării statice maxime [N];
F_a — componenta axială a solicitării statice maxime [N];
X — coeficientul radial al lagărului;
Y — coeficientul axial al lagărului.

Coeficienții radiali și axiali au aceleași valori ca și în relația (2).

Capacitatea de încărcare statică necesară lagărului în funcție de solicitarea statică echivalentă și de temperatura de funcționare rezultă din expresia:

$$C_0 = \frac{P_0}{a_3} \quad [N] \tag{4}$$

unde:

P_0 — sarcina statică echivalentă [N];
a_3 — coeficientul de temperatură al lagărului, avînd valorile ca la relația [1].

Calculul vitezei de alunecare și a presiunii de contact. Viteza relativă de alunecare admisibilă pentru un lagăr sferic este în funcție de sarcină, cuplul de materiale folosit, felul ungerii și posibilitățile de răcire. Viteza de alunecare admisibilă este limitată în primul rînd prin cantitatea de căldură dezvoltată în lagăr. Din acest considerent după alegerea lagărului trebuie să se verifice valoarea $p \cdot v$ prin compararea acesteia cu valorile $p \cdot v$ admisibile indicate în tabelul 1, [5], [13].

Tabelul 1

Cuplul de materiale	Valori recomandate pentru valoarea p.v. [N/mm² . mm/s]	Viteza de alunecare [mm/s]
Oțel pe oțel	400	Stabilită prin valoarea $p \cdot v$
Oțel pe folie de PTFE	600	„
Oțel pe material compound DU	400	„
Oțel pe masă plastică armată cu fibre de sticlă+PTFE	400	„
Oțel pe bronz special	1 000	„
Oțel pe țesătură cu PTFE	800	500

Valorile $p \cdot v$ date în tabelul 1 sînt valabile în cazul unor sarcini constante și funcționare de lungă durată. În situații de funcționare intermitentă, respectiv la sarcini alternante, în funcție de durata pauzelor în funcționare și de conductibilitatea termică a lagărului și carcasei, căldura dezvoltată în zona de contact poate fi evacuată mai bine și din acest motiv se pot admite pentru perioade scurte valori $p \cdot v$ mult mai mari.

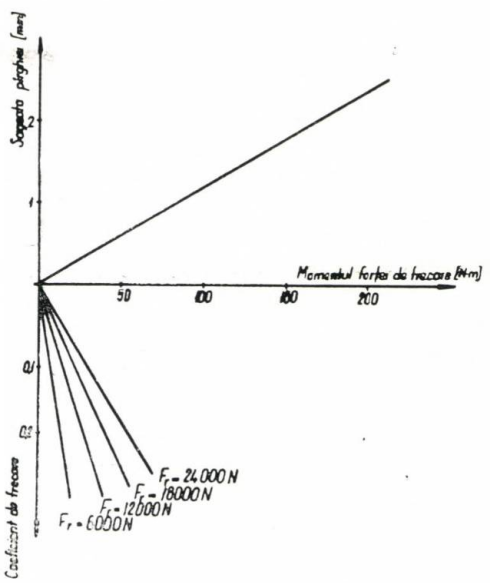


Fig. 14 Diagramă pentru determinarea momentului de frecare și a coeficientului de frecare în funcție de săgeata tijei etalonate.

Viteza medie de alunecare se determină cu ajutorul relației:

$$V_m = 5{,}82 \cdot 10^{-4} \cdot d_1 \cdot \beta \cdot f \quad [mm/s] \tag{5}$$

unde:

d_1 — diametrul suprafeței sferice de alunecare a inelului interior [mm];
β — unghiul de oscilație [grade];
f — frecvența oscilațiilor [min^{-1}].

Presiunea de contact dintre suprafețe rezultă din expresia:

$$p = \frac{P}{d_1 \cdot b} \quad [N/mm^2] \tag{6}$$

unde:

P — sarcina dinamică echivalentă din lagăr [N];
b — lățimea inelului exterior [mm].

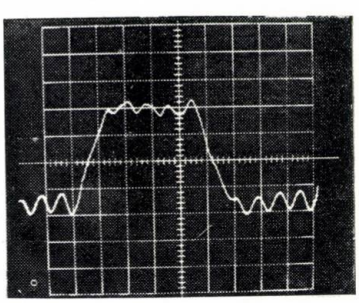


Fig. 15 Variația momentului de frecare în lagărul cu alunecare sferic.

Frecarea în lagărul cu alunecare sferic depinde de solicitarea din lagăr, viteza relativă de alunecare, lubrifiantul folosit și cuplul de materiale din care se confecționează acesta. Momentul forței de frecare din lagăr rezultă din relația :

$$M = \mu \cdot \frac{P \cdot d_1}{2} \quad [\text{Nmm}] \qquad (7)$$

unde :

P — solicitarea din lagăr [N] ;
μ — coeficientul de frecare.

Pentru calculul estimativ al momentului de frecare din lagărul cu alunecare sferic se pot folosi valorile coeficienților de frecare indicate în tabelul (2). Valorile limită inferioare corespund pentru solicitări mari și viteze de alunecare reduse [5], [13].

Tabelul 2

Cuplul de materiale	Coeficientul de frecare	
	minim	maxim
Oțel pe oțel	0,03	0,15
Oțel pe folie de PTFE	0,05	0,1
Oțel pe material compound DU	0,05	0,1
Oțel pe masă plastică armată cu fibre de sticlă+PTFE	0,05	0,1
Oțel pe țesătură cu PTFE	0,03	0,1
Oțel pe bronz special	0,06	0,1

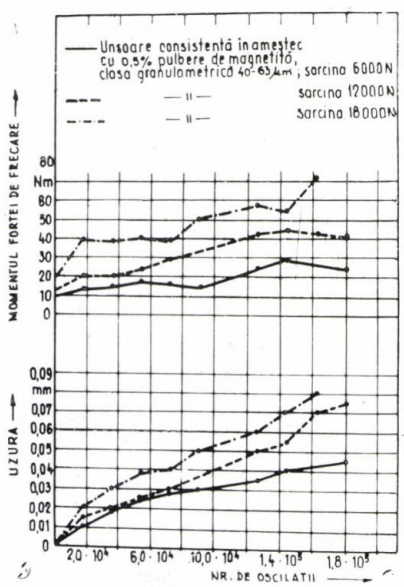
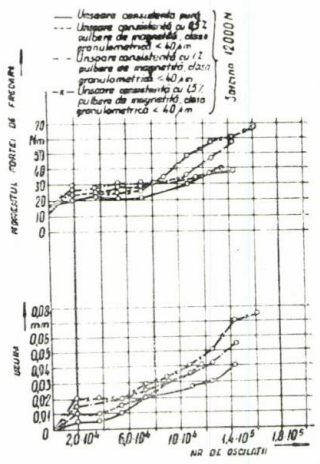


Fig. 16 Variația momentului de frecare și a uzurii în lagărul cu alunecare sferic în funcție de sarcină și numărul de mișcări oscilatorii efectuate.

Calculul capetelor cu lagăre cu alunecare sferice. Dimensiunile necesare ale capetelor cu lagăre sferice se determină pe baza sarcinilor de exploatare și a cerințelor privind durabilitatea acestora. Alături de calculul lagărului în sine, trebuie să se ia în considerare în mod suplimentar și sarcina admisibilă din capul de tijă. Calculul capetelor cu lagăre sferice se face pe baza mărimilor caracteristice ale lagărelor cu alunecare sferice și ale capetelor de tijă, capacitatea de încărcare dinamică C și capacitatea de încărcare statică C_0



Capacitatea de încărcare dinamică reprezintă sarcina admisibilă pe capul cu lagăr sferic, care asigură în cazul unor sarcini cu direcție constantă, la temperaturi de exploatare și viteze de alunecare normale o durată de funcționare nominală de 10^5 oscilații la o ex-

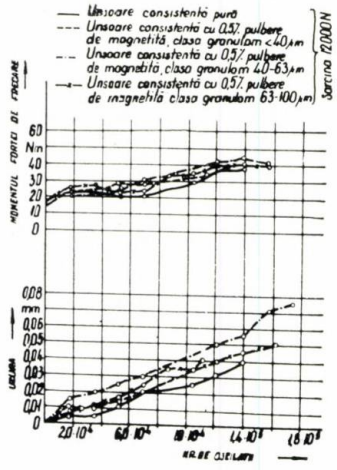


Fig. 18 Variația momentului de frecare și a uzurii în lagărul cu alunecare sferic în funcție de mărimea particulelor minerale și numărul de mișcări oscilatorii efectuate.

ploatare fără întreținere. Ea prezintă importanță la calculul capetelor cu lagăre sferice solicitate dinamic și este identică cu capacitatea de încărcare a lagărului cu alunecare sferic montat în interiorul capului de tijă.

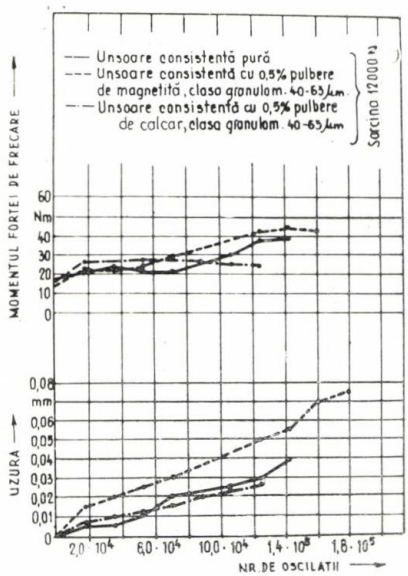


Fig. 19 Variația momentului de frecare și a uzurii în lagărul cu alunecare sferic în funcție de natura particulelor minerale și numărul de mișcări oscilatorii efectuate.

Cu ajutorul capacității de încărcare statice se determină sarcina maximă admisibilă pe care o poate prelua un cap cu lagăr sferic, fără deteriorarea sau distrugerea capului de tijă.

Durabilitatea unui cap cu lagăr sferic reprezintă numărul de oscilații pe care le poate efectua acesta, fără ca uzura suprafețelor de alunecare, creșterea jocului radial sau al coeficientului de frecare să-l facă inutilizabil. Calculul durabilității capetelor cu lagăre sferice se face cu ajutorul relațiilor folosite la determinarea duratei de funcționare a lagărelor cu alunecare sferice.

Solicitările maxime admisibile din capetele de tijă se determină pe baza capacității de încărcare statice. Aceste valori trebuie reduse în funcție de modul de solicitare. Valorile admisibile ale solicitărilor din capul de tije sînt date în expresia :

$$P_{adm} = C_0 \cdot a_3 \cdot f_3 \text{ [N]} \qquad (8)$$

unde :

C_0 — capacitatea de încărcare statică [N] ;
a_3 — coeficientul de temperatură, cu valorile date la relația (1) ;
f_3 — coeficientul modului de solicitare, cu valorile $f_3 = 0{,}25 \div$ în funcție de felul solicitării și natura materialului din care se confecționează capul de tijă.

În utilizarea lagărelor cu alunecare sferice — referitor la domeniul de utilizare, datorită proprietăților și caracteristicilor acestora — practic nu există restricții. Datorită acestui considerent aceste lagăre sînt folosite în întreg domeniul tehnic pe o scară din ce în ce mai largă.

Pentru a putea caracteriza comportarea în exploatare a cuplurilor de materiale folosite la confecționarea lagărelor cu alunecare sferice, se recurge la determinarea pe cale experimentală a durabilității acestor lagăre. Partea a doua a lucrării tratează problema comportării în exploatare a unor lagăre cu alunecare sferice de tipul oțel în condiții de exploatare miniere.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Busse, H.* : CETOP — Norm für Hydrozylinder. Ölhydraulik und Pneumatik 17 (1973) Nr. 4.
[2] * * * : DIN 648 — Gelenklager, Gelenkköpfe Maßpläne für Anschlussmasse.
[3] *Elges, Helmut KG — Fabrik für Gelenklager, Brackwede* : Gelenklager — Masskatalog K 217.
[4] *Elges, Helmut KG — Fabrik für Gelenklager und Wälzlager, Brackwede* : Gelenklager — Gelenkköpfe Masskatalog K 227.
[5] *FAG Kugelfischer Georg Schäfer & Co, Schweinfurt.* : FAG Gelenklager, FAG Gelenkköpfe Publ. Nr. 44111 DA.
[6] *Hentschel, G.* : Kunststoffbeschichtete Bifo-Stahlfolienlager. Antriebstechnik Heft 11/1974.
[7] *Hentschel, G.* : Aufbau und Gebrauchsdauerkriterien bewährter Gelenklagerausführungen. Schmiertechnik und Tribologie, 22 Jahrgang, Nr. 1/1975.
[8] *Holland, J., Takács, F.* : Untersuchungen an Gelenklagern unter Staubeinfluss. Antriebstechnik 14 Jahrgang Nr. 11/1975.
[9] *Memmel, M.* : Untersuchung über die Tragfähigkeit und Gebrauchsdauer von Gelenklagern. Disseration TU München 1967.
[10] *Memmel, M.* : Gelenklager und Gelenkköpfe-bewährte Zusatzteile für Hydraulik — und Pneumatikzylinder Ölhydraulik und Pneumatik 18 (1974) Nr. 10.
[11] *Pohlmann, D.* : Bewährte Lagerelemente — Gelenklager und Gelenkköpfe. Ingenieur Digest 12 (1973) Heft 4.
[12] *Schütz, K. H., Berthold, R.* : Gelenklager für kombinierte und axiale. Belastungen. Antriebstechnik Heft 1/1973.
[13] *SKF — Kugellager-fabriken GmbH Schweinfurt* : Katalog Gelenklager und Gelenkköpfe Druckschrift Nr. Dd 5890 a.
[14] *Takács, F.* : Zur Entwicklung des Gelenklagers. Veröffentlichung des Instituts für Reibungstechnik und Maschinenkinetik der TU Clausthal, 1975.

CZ : 621.22 : 621.3.027.3

Dispozitiv electrohidraulic pentru dislocarea rocilor

Prof. dr. doc. ing. Ilie **CONSTANTINESCU**, conf. dr. ing. Andrei **MAGYARI** — Institutul de Mine — Petroşani

Introducere

Dislocarea pe cale hidraulică a rocilor moi cu ajutorul unor jeturi de apă avînd presiuni pînă la 150—200 daN/cm² este relativ cunoscută în practica minieră. Procedeul prezintă, printre altele, dezavantajul unui consum ridicat de apă, se poate utiliza numai la rocile moi, friabile şi necesită efectuarea transportului materialului dislocat pe cale hidraulică.

Metoda de dislocare propusă de către autori reprezintă o extindere a procedeului de mai sus, deosebirea esenţială constînd în aplicarea în cazul de faţă a unor presiuni supraînalte, de ordinul a cîtorva mii de atmosfere, jetul de apă ţîşnind dintr-un ajutaj cu diametrul de 1 mm, avînd viteză supersonică. Astfel se poate realiza forarea sau chiar tăierea rocilor de orice tărie, cu o eficienţă mult superioară procedeelor mecanice.

Pentru crearea jetului de înaltă presiune s-a recurs la aplicarea efectului electrohidraulic ce utilizează presiunea rezultată la descărcările electrice de înaltă tensiune în lichid. În acest sens s-a conceput şi proiectat o instalaţie adecvată, utilizabilă în condiţiile întreprinderilor miniere.

Determinarea parametrilor jetului de lichid

Pentru a putea ajunge la unele concluzii cu caracter general, parametrii jetului de apă au fost determinaţi pentru mai multe roci aparţinînd diferitelor categorii de tărie. Astfel, au fost luate în considerare rocile cu caracteristicile cuprinse în tabelul 1.

Conform [3], viteza minimă necesară a jetului la locul de impact, pentru a provoca dislocarea rocii, este o funcţie de proprietăţile fizico-mecanice ale rocii şi de densitatea fluidului :

$$U_{min} = \frac{\sigma_c}{2}\sqrt{\frac{1}{k\rho} + \frac{2(1+\nu)}{\rho E}}\ ;\ [\text{m/s}] \quad \text{pentru roci dure,} \qquad (1)$$

$$U_{min} = \frac{\sigma_c}{1+\nu}\sqrt{\frac{1}{k\rho} + \frac{2(1+\nu)}{\rho E}}\ ;\ [\text{m/s}] \quad \text{pentru roci moi} \qquad (2)$$

în care :

σ_c — este rezistenţa specifică la compresiune a rocii, daN/cm² ;

E — modulul de elasticitate, daN/cm² ;

k — coeficientul de compresiune volumetrică a apei, ($k = 2{,}1 \cdot 10^4$ daN/cm²) ;

ρ — densitatea apei ;

ν — coeficientul lui Poisson

Cel mai important parametru al jetului este viteza necesară la ieşirea acestuia din ajutaj. Aceasta se determină în funcţie de U_{min} şi de distanţa ajutajului faţă de locul de impact.

Componenta axială a vitezei jetului este :

$$U_x = \frac{U_{min}}{\Phi(x)}\ ;\ [\text{m/s}] \qquad (3)$$

unde $\Phi(x)$ este o funcţie exponenţială ;

$$\Phi(x) = 1^{-0{,}27}\, x\,(1 - 0{,}2\, x^{3/2} - 0{,}021\, x^3 + 0{,}00059\, x^{9/2} + 0{,}0001\, x^6 + 0{,}00001\, x^{15/2}) \qquad (4)$$

$$x = \frac{d_x}{2\,a\,l + 0{,}29\,d_o} \qquad (5)$$

d_x — diametrul cercului ce marchează suprafaţa de aşchiere ;

d_o — diametrul de ieşire al ajutajului ;

l — distanţa dintre ajutaj şi suprafaţa de impact ;

a — constantă ce caracterizează frecarea interioară provocată de curgerea turbulentă ($a = 0{,}005$)

Viteza necesară a jetului la ieşirea din ajutaj :

$$V_o = 2{,}04\, U_x \left(\frac{al}{d_o} + 0{,}145\right)\ ;\ [\text{m/s}] \qquad (6)$$

Ţinînd seama de caracteristicile rocilor, prezentate în tabelul 1 şi de relaţiile (1) — (6), pentru $d_x = 0{,}3$ cm şi $d_o = 0{,}1$ cm, viteza necesară a jetului la ieşirea din ajutaj variază în funcţie de distanţa acestuia faţă de locul de impact conform diagramelor din figura 1.

Tabelul 1

Roca	Rezistenţa la compresiune (daN/cm²)	Modulul de elasticitate (daN/cm²)	Coeficientul lui Poisson
Cărbune	200	$4{,}0 \cdot 10^4$	0,27
Marmoră cenuşie	550	$5{,}3 \cdot 10^4$	0,22
Argilă gresoasă	1 105	$5{,}0 \cdot 10^4$	0,25
Cuarţit, bazalt	2 000	$8.0 \cdot 10^4$	0.22

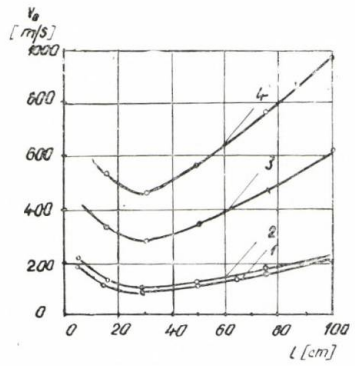


Fig. 1 Variația vitezei necesare a jetului în funcție de distanță.
1 — cărbune ; 2 — marmoră ; 3 — argilă gresoasă ; 4 — cuarțit.

Se observă că toate curbele înregistrează un minim în jurul abscisei de 30 cm, ceea ce indică faptul că la această distanță a ajutajului față de masivul de rocă are loc efectul maxim de dislocare, cu un consum minim de energie, pentru condițiile date.

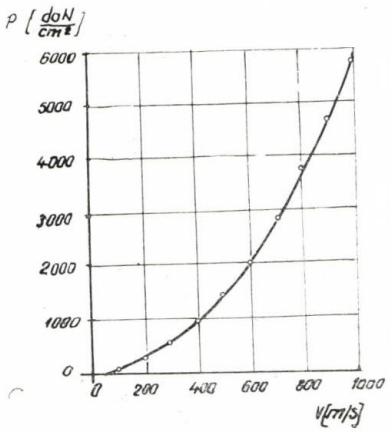


Fig. 2 Variația presiunii hidraulice necesare creerii jetului, la diferite viteze.

Diagrama din figura 2 prezintă variația presiunii hidraulice necesare pentru crearea jetului. Se observă că la distanța de 1 m între ajutaj și masiv, pentru care corespunde o viteză de 985 m/s, presiunea necesară creării jetului pentru dislocarea rocilor dure este de circa 6000 daN/cm².

Din studiile efectuate asupra acțiunii jeturilor s-a observat că acțiunea de durată a jetului pe aceeași suprafață nu este rațională din punctul de vedere al consumului de energie pentru dislocare. Perioada de contact a jetului cu suprafața de impact poate fi redusă prin deplasarea jetului față de suprafață sau prin utilizarea unui jet sub formă de impulsuri, cum s-a procedat în cazul de față, ținînd seama de faptul că eficacitatea unui jet sub formă de impulsuri este cu 25—30% mai mare decît aceea a unui jet continuu.

Pentru micșorarea forțelor de frecare între ajutaj și jet pe de o parte, și între jet și aer după ieșire din ajutaj pe de altă parte, cu scopul micșorării dispersiei jetului, s-a recurs la ideea utilizării unui ajutaj hidropneumatic (fig. 3).

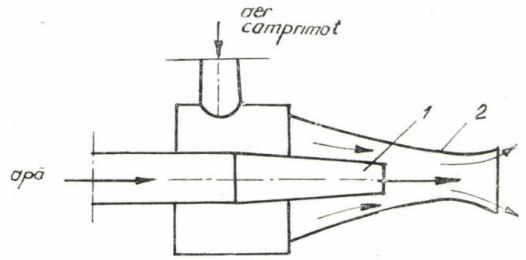


Fig. 3 Ajutajul hidropneumatic.
1 — ajutaj primar ; 2 — ajutaj secundar.

Jetul de apă de înaltă presiune la ieșirea din ajutajul primar ia contact cu aerul comprimat care-l înconjoară ca un manșon, reducînd forțele de frecare între ajutajul secundar și jet. Datorită existenței după ieșirea jetului a manșonului protector de aer comprimat, dispersia jetului se micșorează simțitor față de aceea a unui jet liber.

Producerea jetului de înaltă presiune. Caracteristicile instalației

Instalația pentru producerea jetului (fig. 4) se compune din generatorul de impulsuri *GI*, blocul electrohidraulic *BEH*, pompa centrifugă *PC* și conducta flexibilă pentru alimentare cu apă a sistemului.

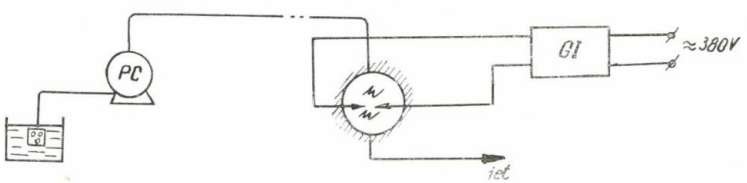


Fig. 4 Schema instalației pentru producerea jetului.

Inexistența conductelor de înaltă presiune elimină un mare neajuns ce există la orice instalație cu hidromonitoare. Generatorul de impulsuri precum și blocul electrohidraulic

se montează pe același suport, tot sistemul fiind deplasabil pe șenile.

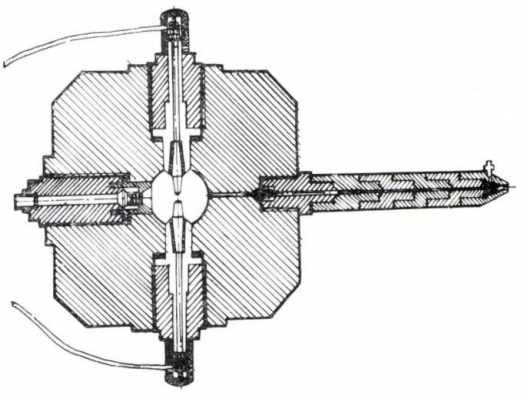


Fig. 5 Secțiune longitudinală prin blocul electrohidraulic.

Jetul pulsatoriu de înaltă presiune este produs în interiorul blocului electrohidraulic BEH (*fig. 5*). Descărcările electrice de înaltă tensiune se efectuează într-o cavitate sferică situată în interiorul unui bloc de oțel. Apa intră la presiunea de 4,5 daN/cm² printr-o supapă de reținere care împiedică inversarea sensului de circulație a acesteia în momentul descărcărilor.

Efectul hidrodinamic ce apare la descărcarea între cei doi electrozi are caracterul unei explozii care se traduce prin unda de șoc. În timpul descărcărilor sub formă de impulsuri presiunea apei din interiorul cavității se ridică la 6000 daN/cm² (presiune determinată mai sus), apa părăsind cavitatea prin ajutajul hidropneumatic cu viteză supersonică.

Presiunea maximă a undei de șoc este dată de relația :

$$p_{max} = \beta \sqrt{\frac{\rho W}{\theta \tau}}, \quad [\text{daN/cm}^2] \qquad (7)$$

unde :

$\beta \approx 0{,}7$ — funcție integrală adimensională ;
W — energia impulsului pe unitatea de lungime a canalului dintre cei doi electrozi ;
τ — durata impulsului ;
θ — durata frontului undei $P = f(t)$
P — puterea impulsului.

Cei doi electrozi, izolați corespunzător de blocul de oțel sînt conectați în circuitul de descărcare al generatorului de impulsuri al cărei schemă principală este prezentată în figura 6.

Funcționarea generatorului de impulsuri se bazează pe descărcările repetate (comandate) ale condensatorului principal C. Cu ajutorul unui transformator monofazat de înaltă tensiune T, tensiunea rețelei este ridicată la cîteva zeci de kilovați și apoi redresată. Rezistența R_1 și R_2 sînt în așa fel calculate și reglate, încît duratele de încărcare ale condensatoarelor C și C_1 la tensiunea prevăzută să fie egale și să se asigure frecvența dorită a descărcărilor. După ce tensiunea la bornele condensatorului C_1 a atins valoarea prevăzută, se străpunge intervalul de descărcare în aer i, închizînd circuitul principal de descărcare al condensatorului C. Descărcătorul în aer are scopul de a permite descărcarea condensatorului C numai după ce tensiunea la bornele acestuia a atins valoarea dorită.

Din relația (7) se observă că pentru a obține o presiune cît mai mare este necesară reducerea pe cît posibil a mărimilor θ și τ odată cu mărirea lui W. Aceste mărimi sînt influențate de caracterul descărcării, care în funcție de raportul care există între parametrii circuitului (R, L, C), poate fi oscilantă, aperiodică critică sau aperiodică. Pentru a mări energia cedată în perioada τ este necesară o valoare cît mai mare a capacității din circuit. Acest lucru la o descărcare oscilantă este posibil numai pentru o valoare foarte mică a rezistenței de descărcare. O creștere relativ mică a rezistenței circuitului de descărcare atrage după sine scăderea capacității în așa măsură încît aceasta nu mai este suficientă pentru înmagazinarea energiei necesare creerii presiunii impuse decît în cazul aplicării unor tensiuni foarte mari. În urma analizei circuitului de descărcare s-a ajuns la concluzia că descărcarea aperiodică îndeplinește în cea mai mare măsură cerințele pentru următorii parametri ai circuitului : $R = 7\Omega$ $C = 0{,}2 \cdot 10^{-6}$F, $L = 2 \cdot 10^{-6}$H. Pentru acești parametrii variația puterii impulsului în funcție de timp la diferite tensiuni este

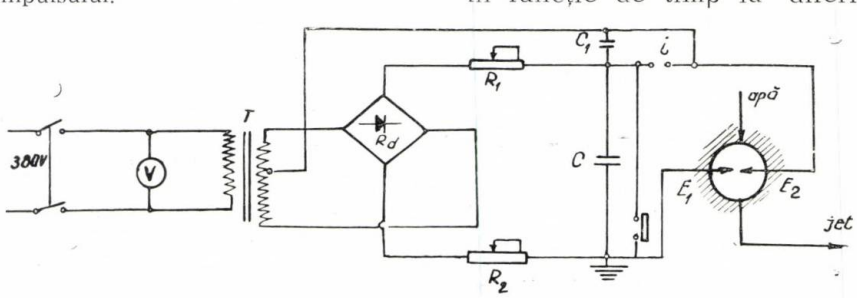


Fig. 6 Schema principală a generatorului de impulsuri.

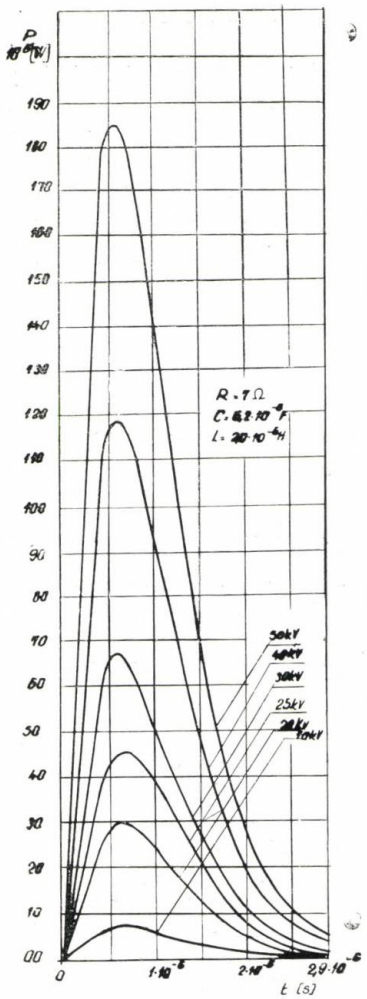


Fig. 7 Variația în timp a puterii impulsului la descărcarea aperiodică.

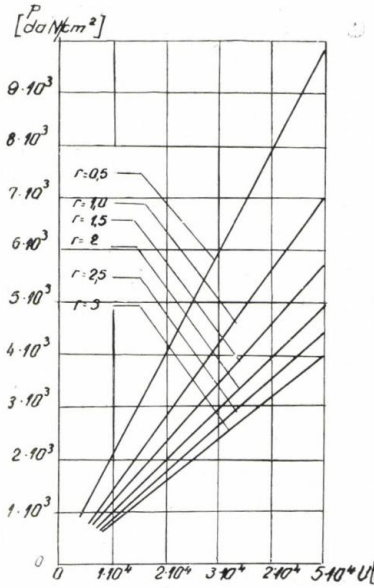


Fig. 8 Variația presiunii în funcție de tensiune la descărcarea aperiodică.

redată în figura 7. Diagrama din figura 8 ilustrează variația presiunii în funcție de tensiunea aplicată la bornele condensatorului principal și de distanța dintre electrozi pentru parametrii de mai sus ai circuitului de descărcare.

O comparație privind variația presiunii pentru descărcarea aperiodică și oscilantă pentru diferite tensiuni este prezentată în cadrul figurii 9.

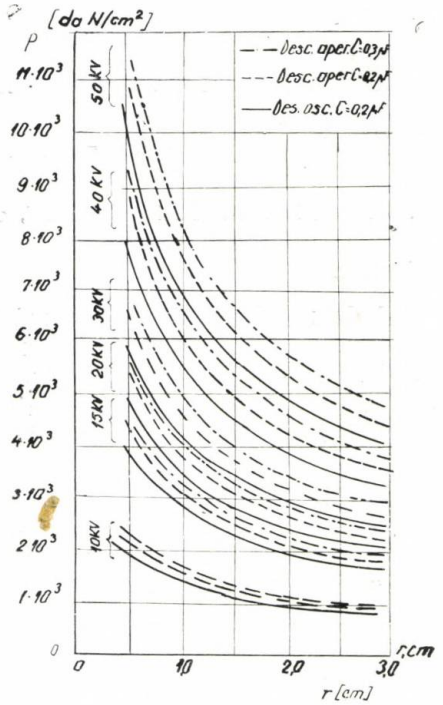


Fig. 9 Comparație privind variația presiunii în funcție de natura descărcării și de tensiune.

Se observă că presiunea creată crește odată cu creșterea tensiunii și cu micșorarea distanței dintre electrozi. Prin urmare, păstrînd constantă tensiunea aplicată la bornele condensatorului principal, există posibilitatea reglării presiunii prin modificarea distanței dintre electrozi. Prin variația acestei distanțe între 0,5 și 3 cm, se poate obține gama de presiuni cuprinse între limitele 1750 și 4320 daN/cm² (la tensiunea de 20 kV) și între 2625 și 6490 daN/cm² (la tensiunea de 30 kV), acoperind astfel tot domeniul de presiuni necesare pentru dislocarea rocilor.

Frecvența impulsurilor se reglează prin modificarea rezistențelor R_1 și R_2 (fig. 6), modificînd astfel constanta de timp a circuitului.

Puterea generatorului de impulsuri variază în funcție de tensiunea aplicată și de frecvența impulsurilor. Pentru frecvența maximă de 10 Hz a impulsurilor și tensiunea de 30 KV, puterea instalației este de circa 3 kVA, ceea ce implică un consum de energie redus în comparație cu posibilitățile instalației.

Instalația în varianta prezentată pe lîngă un consum de energie redus se remarcă prin gabarit redus (circa 1500 x 1000 mm împreună cu platforma cu șenile), o manevrabilitate ușoară, nu necesită prezența lucrătorului în timpul funcționării și poate fi folosit ca un utilaj de înaltă productivitate la săparea rapidă a galeriilor, puțurilor, tunelelor în roci dure și foarte dure, precum și în cariere.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Magyari, A.:* Procedeu și instalație pentru dislocarea rocilor. Brevet R.S.R. nr. 51525.

[2] *Engel, O. G.:* Waterdrop collisions with solid surfaces. Jurnal of Research of the National Bureau of Standards. Vol. 54, nr. 5/1955.

[3] *Smoldirev, A. E.:* Ghidromehanizația pri podzemnoi dobîce uglia. Ugletehizdat 1957.

CZ : 621.926

Încercări de optimizare a parametrilor de funcționare ai morilor cu bile

Prof. univ. dr. doc. Ilie **CONSTANTINESCU,** conf. dr. ing. Andrei **MAGYARI** – Institutul de Mine — Petroșani

Introducere

Procesul de măcinare joacă un rol important atît în prepararea substanțelor minerale utile, cît și în industria materialelor de construcții, în industria ceramică și chimică și se efectuează în majoritatea cazurilor prin intermediul morilor cu bile.

Din cauza lipsei de experiență în privința adaptării parametrilor constructivi și de funcționare ai morilor cu bile la proprietățile fizico-mecanice ale materialului de măcinat, performanțele obținute în mod frecvent sînt cu mult sub posibilitățile instalațiilor respective. Datorită lipsei traductoarelor adecvate pentru controlul continuu al proprietăților materialului supus măcinării și a unor parametri de funcționare ai instalațiilor de măcinare, sistemele de reglare automată sînt utilizate într-o măsură foarte redusă la aceste utilaje.

Optimizarea parametrilor de funcționare se poate realiza și fără prezența sistemelor automate, utilizînd metodele statistico-experimentale. Aceste metode presupun efectuarea unui număr important de încărcări experimentale, cu variația parametrilor de funcționare ca mărimi de intrare, între limitele permise de funcționare stabilă a instalației, controlînd de fiecare dată mărimea și sensul acestor variații, ca indice de performanță. În cazul măcinării ca mărimi de performanță pot fi considerate finețea de măcinare (diametrul mediu al produsului măcinat — în special în cazul industriei ceramice și a materialelor de construcții), abaterea medie pătratică a dimensiunilor colectivului de grăunți, sau conținutul procentual al unei anumite clase granulometrice în produsul măcinat.

Unele aspecte ale comportării dinamice a morilor cu bile

Durata fenomenelor tranzitorii la trecerea morilor cu bile dintr-un regim de funcționare în altul, prezintă mare importanță atît din punctul de vedere al alegerii aparatajului de automatizare a procesului, cît și din punctul de vedere al optimizării parametrilor de funcționare, folosind metode statistico-experimentale. Una din cerințele de bază ale acestor metode de optimizare este independența încercărilor una față de cealaltă. Legăturile puternice de intercorelație ce apar între valorile parametrilor de funcționare, măsurate înainte de amortizarea fenomenelor tranzitorii influențează negativ măsurătorile și rezultatele acestora nu mai pot fi folosite pentru o analiză de regresie.

Durata fenomenelor tranzitorii poate fi determinată prin înregistrarea variației în timp a mărimii de performanță ca efect al variației sub formă de salt a uneia dintre mărimile de intrare (factori de influență). Pentru fiecare parametru de funcționare, ca factor de influență se poate determina o constantă de timp a morii.

În figura 1 este prezentată variația în timp a debitului de produs finit al unei mori cu bile ca efect al unei variații sub formă de salt a debitului de alimentare cu material, ceilalți parametri fiind menținuți constanți.

În cazurile, în care, variațiile bruște, cu amplitudini mari ale parametrilor de intrare ar produce perturbații în funcționarea utilajelor conectate în aval, pot fi utilizate cu succes rezultatele măsurătorilor efectuate în regim staționar. Prin intermediul acestor date se determină gradul de amortizare a funcției de autocorelație, în funcție de care se poate

stabili durata de stabilizare a procesului și deci și intervalul de timp între două testări consecutive ale instalației.

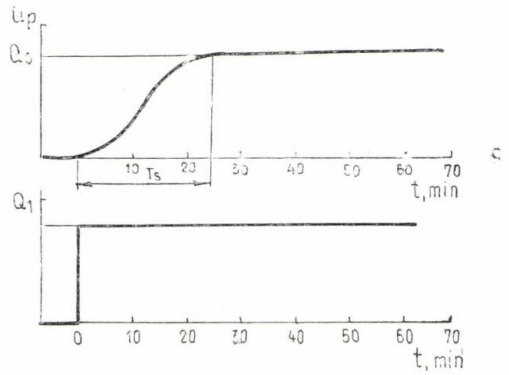


Fig. 1 Variația debitului de produs finit.
Qp – debitul de produs finit ;
Q_1 — debitul de alimentare ;
Ts — durata de stabilizare.

În practică se poate utiliza ca interval de amortizare timpul t_a după care valoarea funcției de autocorelație se micșorează la 5% din valoarea ei inițială :

$$R_{zz}(t_a) = 0{,}05\, R_{zjzj}\,(O)\ ;\ (j = 1\ ;\ 2\ ;\ 3\ ;\ \ldots\ ;\ n) \quad (1)$$

unde R_{zz} este funcția de autocorelație.

Expresia matematică a funcției de autocorelație pentru partea dreaptă a sistemului de coordonate este :

$$R_{zz}(\tau) = \frac{1}{T-\tau}\int_0^{T-\tau} [Z(t) - \overline{Z}]\ [Z(t+\tau) - \overline{Z}]\, dt \quad (2)$$

$$\overline{Z} = \frac{1}{T}\int_0^{T} Z(t)\, dt \quad (3)$$

unde τ este mărimea intervalului de translație ;
T — durata totală de înregistrare.

În cazul discretizării măsurătorilor, expresia (2) capătă aspectul :

$$R_{zz}\left(\frac{mT}{N}\right) = \frac{1}{N-m}\sum_{i=1}^{N-m} [Z(t_i) - \overline{Z}]\ [Z(t_{i+m}) - \overline{Z}] \quad (4)$$

unde :

$\overline{Z} = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N} Z(t_i)$ este valoarea medie a parametrului înregistrat ;

$Z(t_i)$ — valorile curente ale parametrului ;

N — numărul total de intervale discrete ;

$\tau = \frac{mT}{N} = m\,\Delta\, t$ — lungimea unui interval ;

m — numărul intervalului pentru care se determină $Z(t)$;

$\Delta t = \frac{T}{N}$ — interval de timp stabilit prin calcul.

Intervalul de timp Δt se stabilește în așa fel, încît în decursul acestuia parametrul $Z(t)$ să nu aibă o variație importantă.

Foarte frecvent se utilizează în practică forma normată a funcției de autocorelație care este raportul între valorile acestei funcții la momentul τ și la momentul inițial ($\tau = 0$) :

$$\gamma_{zz} = \frac{R_{zz}(\tau)}{R_{zz}(0)} \quad (5)$$

Încercările întreprinse de autori pe o instalație experimentală au avut ca scop cercetarea comportării dinamice a morilor cu bile, în funcție de măcinabilitatea materialului. Ca materiale de referință s-au utilizat : gresie cenușie, calcar și hematit, iar ca indice de măcinabilitate s-a considerat indicele lui Bord (Bord — index) care exprimă energia specifică necesară sfărîmării (gresie — 13,75 kWh/t, calcar — 9,70 kWh/t, hematit — 8,95 kWh/t).

Pe baza măsurătorilor în regim staționar s-a determinat variația funcției de autocorelație în intervalul de timp 0—87,5 minute pentru următorii parametrii : debitul de material solid evacuat din moară (Q), densitatea tulburelii evacuate (ρ), diametrul mediu al materialului măcinat (d), abaterea medie (σ).

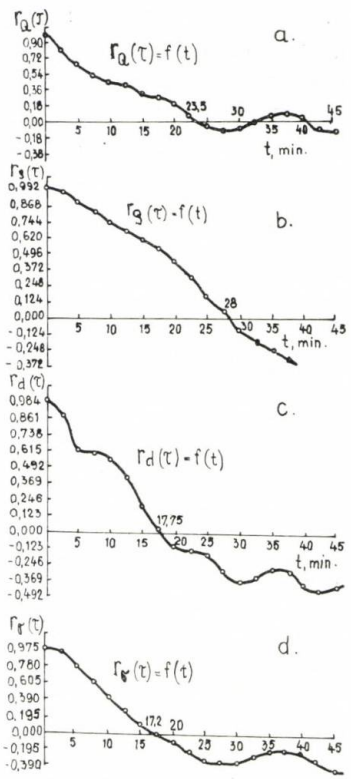


Fig. 2 Variația funcțiilor de autocorelație prin calcar.
a — debitul de substanță solidă ;
b — densitatea tulburelii ;
c — diametrul mediu ;
d – abaterea medie.

Variația valorilor normate ale funcțiilor de autocorelație pentru calcar este prezentată în figura 2.

Punctele de intersecție ale funcțiilor de autocorelație cu axa absciselor indică momentele de stabilizare a procesului în raport cu parametrul respectiv.

Încercări similare s-au efectuat și prin metoda variației în salt a parametrilor de intrare. În tabelul 1 sînt prezentate duratele de stabilizare obținute pentru parametrii urmăriți, comparativ prin cele două metode.

Tabelul 1

Material	Tmin							
	Q		ρ		D		σ	
	gr.	analit.	gr.	analit.	gr.	anal.	gr.	anal.
Gresia	22,8	29,0	25,0	28,0	20,0	16,7	19,0	16,2
Calcar	25,0	23,5	28,0	28,0	30,0	17,7	24,5	17,2
Hematit	—	17,5	—	21,0	—	18,7	—	17,5

Rezultatele obținute permit următoarele **concluzii :**

— parametrul care necesită cel mai lung timp de stabilizare este diametrul mediu al produsului măcinat ;

— intervalul de timp între două testări succesive ale instalației trebuie să fie adoptat în funcție de durata de stabilizare a fineții produsului măcinat ;

— gradul de măcinabilitate al materialului prezintă o influență neglijabilă, asupra duratei de stabilizare a procesului de măcinare în mori cu bile, caracteristicile dinamice ale morilor fiind influențate numai de parametrii de stare și de dimensiunile lor geometrice.

Optimizarea parametrilor de funcționare

Din cauza cunoașterii într-o măsură insuficientă a legităților procesului de măcinare, descrierea acestuia prin relații analitice nu este concludentă. Din acest motiv în prezent se preconizează utilizarea metodelor statistico-experimentale.

Importanța mereu crescîndă a aspectelor economice obligă experimentatorul la o planificare judicioasă a experimentelor. Cu un volum minim de lucrări experimentale trebuie obținută o cantitate maximă de informații utilizabile.

În cazul morilor cu bile optimizarea are scopul de a determina o astfel de combinație de valori ale parametrilor de funcționare pentru care funcția de performanță capătă o extremă. Dacă asupra funcției de performanță acționează și alți factori — neluați în considerare, cum ar fi la morile cu bile variația caracteristicilor fizico-mecanice ale materialului, trebuie utilizată optimizarea dinamică, adică repetarea periodică a optimizării statice.

În multe cazuri se modifică pe rînd cîte un parametru, în timp ce toți ceilalți sînt menținuți la un nivel constant, determinînd succesiv optimele parțiale în raport cu fiecare parametru. Această metodă necesită însă un volum mare de încercări experimentale și nu asigură totdeauna atingerea optimumului global.

Metodele experimentelor factoriale permit variația simultană a tuturor parametrilor de influență, reducînd astfel volumul necesar de lucrări experimentale și înlesnind atingerea mai rapidă a optimumului global.

Una din aceste metode, care se pretează la optimizarea morilor cu bile, este metoda Box-Wilson, care deja în industria chimică s-a utilizat cu succes.

Scurtă prezentare a metodei. Metoda Box-Wilson are la bază procedeul gradientului de căutare a optimului. Fiind separați toți parametrii de influență, se recomandă a se alege ca punct inițial în jurul căruia se vor efectua primele încercări, punctul ce reprezintă optimumul cunoscut pînă în momentul respectiv. În cursul efectuării acestor încercări, fiecare parametru trebuie modificat cel puțin odată. Pasul de variație al parametrilor față de punctul central trebuie în așa fel ales, încît să rezulte o schimbare sesizabilă ca mărime și sens a funcției de performanță. În același timp, pasul de variație nu poate fi prea mare, pentru a nu risca eventuala ieșire din domeniul optim și pentru a putea obține optimumul căutat cu o precizie suficientă.

Forma adimensională a parametrilor de influență pentru întocmirea matricei de planificare a experimentelor este :

$$x_i = \frac{X_i - X_i^0}{\Delta X_i} = -1\ ;\ 0\ ;\ +1 \qquad (6)$$

unde :

X_i reprezintă parametrii de influență în unități fizice ;

X_i^0 — nivele de bază ale parametrilor de influență.

ΔX_i — pașii de variație.

Instrumentul matematic utilizat de metoda Box-Wilson este analiza de regresie. De la început se impune o anumită formă pentru polinomul de regresie ce aproximează funcția de performanță. În urma determinării coeficienților de regresie și verificarea semnificației acestora, se examinează dacă polinomul de regresie de formă aleasă este adecvat sau nu pentru descrierea funcției de performanță. Cu alte cuvinte, se examinează, în ce măsură coincid valorile funcției de performanță, determinate cu ajutorul polinomului de regre-

sie, cu valorile obținute experimental pentru aceleași condiții. În cazul în care diferențele ce apar depășesc valorile permise, se recurge la modificarea formei sau a gradului polinomului de rgeresie, completînd în funcție de modificarea intreprinsă și matricea de planificare cu noi experimente.

De obicei, în prima instanță se utilizează un polinom de regresie de gradul întîi. În această situație este necesar să se utilizeze o astfel de matrice de planificare a experimentelor, care să permită în orice moment, ca prin experimente suplimentare să se treacă la o matrice de planificare de ordinul doi, în cazul nepotrivirii polinomului de regresie liniar. Pentru m nivele de variație ale fiecăruia din cei n parametrii de influență, numărul necesar de încercări pentru un experiment factorial complet este :

$$N = m^n \tag{7}$$

Dacă numărul factorilor de influență crește, numărul necesar de experimente devine foarte mare. În acest caz, pentru reducerea numărului de experimente se utilizează așa numita replică fracționară, extrasă din matricea experimentului factorial total.

La studiul utilajelor și proceselor multifactoriale se folosesc diferite replici fracționare caracterizate prin 1/2 ; 1/4 ; 1/8 față de experimentul factorial complet [2].

Stabilirea funcției de performanță la o moară cu bile, funcționînd în circuit deschis. Cercetările de pînă acum permit stabilirea celor mai importanți parametri de influență privind desfășurarea procesului de măcinare fină în mori cu bile. Astfel se pot enumera :

X_1 — debitul de alimentare cu material al morii ;
X_2 — raportul solid-lichid la alimentare (densitatea tulburelii din moară) ;
X_3 — gradul de umplere al morii cu bile ;
X_4 — viteza de rotație ;
X_5 — diametrul bilelor.

Ca mărimi de influență mai intervin : proprietățile fizico-mecanice ale materialului și starea tehnică a morii, mărimi cu caracter de perturbații.

În cercetările intreprinse de autori au fost considerate ca mărimi de performanță diametrul mediu al produsului măcinat (d_m) și lățimea distribuției colectivului de grăunți ai produsului măcinat, sau abaterea medie patratică a diametrelor grăunților (σ), față de valoarea medie a acestora.

Diametru mediu :

$$Y_1 = d_m = \frac{1}{100} \sum_{i=1}^{n} p_i \, d_i \tag{8}$$

unde :

p_i este refuzul procentual pe site ;

d_i — diametrul mediu al claselor granulometrice ;

$$d_i = \frac{1}{2}(d_{ii} + d_{is}) \tag{9}$$

d_{ii} — diametrul inferior al claselor granulometrice ;
d_{is} — diametrul superior al claselor granulometrice.

Abaterea medie :

$$Y_2 = \sigma = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n} [(d_i - d_m)^2]^{1/2} \tag{10}$$

Neglijînd perturbațiile necontrolabile, precum și variația perturbațiilor controlabile, funcțiile de performanță ale morii cu bile în raport cu cele două mărimi menționate au următorul aspect :

$$Y_1 = f_1(X_1, X_2, X_3, X_4, X_5) = \text{minim !} \tag{11}$$
$$Y_2 = f_2(X_1, X_2, X_3, X_4, X_5) = \text{minim !} \tag{12}$$

În scopul asigurării condițiilor optime de desfășurare a procesului de măcinare, se impune satisfacerea simultană a condițiilor (11) și (12).

Unele rezultate ale cercetărilor de optimizare efectuate. Cercetările intreprinse au avut ca scop determinarea valorilor optime ale parametrilor de funcționare ai morilor cu bile, funcționînd în ciclu deschis și totodată stabilirea variației acestor valori optime, în funcție de sfărîmabilitatea materialelor măcinate (gresie, calcar, hematit).

Efectuînd încercările pentru cele trei materiale conform semireplicii pozitive $\left(\prod_{i=k}^{N} x_{ik} = +1\right)$ a unei matrici complete $N = 2^5 = 32$, s-a constatat că polinoamele de regresie liniare nu sînt adecvate pentru a caracteriza funcționarea morilor cu bile, rezultînd un grad de determinare statică de ordinul a 0,5 care este cu totul necorespunzător.

Din acest motiv în continuare s-au utilizat polinoame de regresie neliniare și matricea de planificare de ordinul întîi a fost completată cu mai multe puncte axiale și centrale.

S-au efectuat 228 experimente, cîte 96 pentru fiecare material, cu 32 combinații ale parametrilor de funcționare, conform matricei din tabela 2.

Pentru a asigura independența experimentelor unul față de celălalt, s-a ținut seama de intervalul de timp minim necesar între două experimente, determinat în prealabil. S-au încercat mai multe tipuri de funcții de regresie care cuprind termeni liniari, pătratici, cubici, logaritmici și exponențiali, selecționîndu-le în funcție de gradul de determinare static care a oscilat între 0,77 și 0,94, valori utilizabile în condiții practice.

Tabelul 2

Nr.	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5
1	+1	−1	−1	−1	−1
2	−1	+1	−1	−1	−1
3	−1	−1	+1	−1	−1
4	+1	+1	+1	−1	−1
5	−1	−1	−1	+1	−1
6	+1	+1	−1	+1	−1
7	+1	−1	+1	+1	−1
8	−1	+1	+1	+1	−1
9	−1	−1	−1	−1	+1
10	+1	+1	−1	−1	+1
11	+1	−1	+1	−1	+1
12	−1	+1	+1	−1	+1
13	+1	−1	−1	+1	+1
14	−1	+1	−1	+1	+1
15	−1	−1	+1	+1	+1
16	+1	+1	+1	+1	+1
17	−2	0	0	0	0
18	+2	0	0	0	0
19	0	−2	0	0	0
20	0	+2	0	0	0
21	0	0	−2	0	0
22	0	0	+2	0	0
23	0	0	0	−2	0
24	0	0	0	+2	0
25	0	0	0	0	−2
26	0	0	0	0	+2
27	0	0	0	0	0
28	0	0	0	0	0
29	0	0	0	0	0
30	0	0	0	0	0
31	0	0	0	0	0
32	0	0	0	0	0

Determinînd coeficienţii de regresie, valorile optime ale parametrilor de funcţionare s-au calculat prin anularea derivatelor parţiale ale funcţiilor de regresie în raport cu fiecare dintre variabile:

$$\frac{\delta Y_1}{\delta X_i}, \quad \frac{\delta Y_2}{\delta X_i} = 0 \tag{13}$$

$$\frac{\delta^2 Y_1}{\delta X_i^2}, \quad \frac{\delta^2 Y_2}{\delta X_i^2} > 0 \tag{14}$$

Valorile optime ale parametrilor de funcţionare, determinate după criteriul diametrului minim al grăunţilor produsului măcinat nu se suprapun ca valorile obţinute după criteriul abaterii medii pătratice minime. Deoarece la aceeaşi moară nu se pot realiza simultan două rînduri de parametri de funcţionare şi considerînd ambele mărimi de performanţă de aceeaşi importanţă, s-a adoptat o soluţie de compromis, conform căreia valorile optime practice ale parametrilor de funcţionare se determină ca medii aritmetice ale valorilor rezultate pentru cele două criterii (tabela 3).

Tabelul 3

Bond-Index kWh/t	X_1 opt	X_2 opt	X_3 opt	X_4 opt	X_5 opt
13,75	163,35	31,20	32,80	69,50	30,00
9,70	171,39	32,15	29,88	70,10	22,10
8,95	172,95	37,38	25,64	86,30	21,65

În figura 3 este reprezentată variaţia valorilor optime ale parametrilor de funcţionare ai morii cu bile, în funcţie de indicele de măcinabilitate a materialelor de probă.

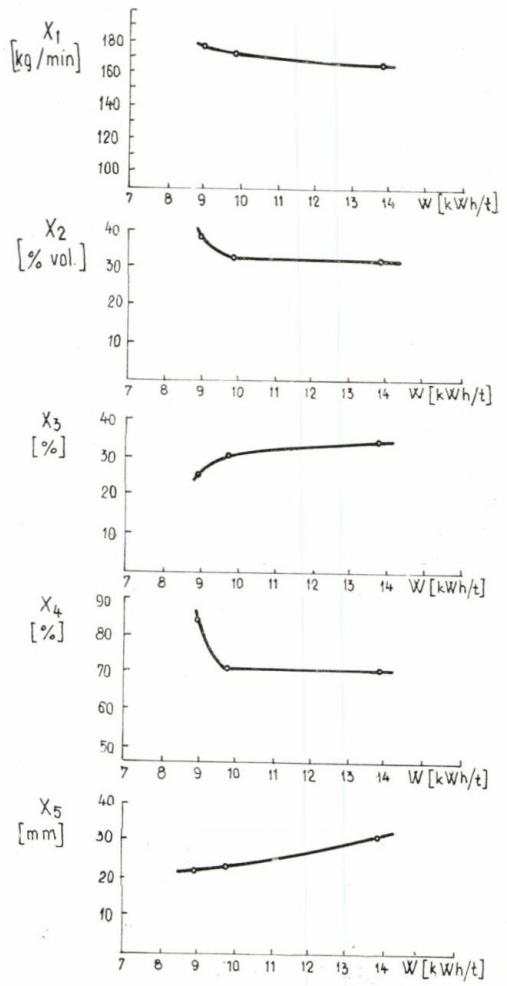


Fig. 3 Dependenţa valorilor optime ale parametrilor de funcţionare de variaţia indicelui de măcinabilitate.

Din diagrame se observă că pentru obţinerea în mori cu bile a unei fineţi de măcinare înaintate şi a unei lăţimi reduse a distribuţiei diametrelor grăunţilor, se impune ca odată cu creşterea indicelui de măcinabilitate a materialelor să se micşoreze valorile debitului de alimentare cu material, ale raportului solid-lichid la alimentare (densitatea tulburelii în moară) şi ale turaţiei morii.

În același timp se observă necesitatea măririi gradului de umplere a morii cu corpuri de măcinat și a diametrelor corpurilor de măcinat odată cu creșterea indicelui de măcinabilitate.

Dacă și parametrii X_1 și X_5 se consideră de asemenea în unități relative, diagramele din figura 3 pot fi utilizate ca nomograme pentru determinarea valorilor optime ale parametrilor de funcționarea a morilor cu bile ce funcționează în circuit deschis, în cazul materialelor, al căror indice de măcinabilitate este cuprins între 8,95 și 13,75 kWh/t. Cu excepția diagramei pentru debitul de alimentare, diagramele din figura 3 pot fi utilizate și în cazul morilor cu bile ce funcționează în ciclu închis. În locul debitului de material proaspăt din alimentare la aceste mori trebuie ținut seama de suma dintre debitul de alimentare și debitul de recirculație.

La stabilirea valorilor optime ale parametrilor de funcționare a morilor cu bile, în funcție de natura materialului, se recomandă ca în prealabil să se determine indicele de măcinabilitate al materialului și nu a se utiliza valorile tabelare, deoarece pot exista diferențe mari între diferitele zăcăminte ale aceleiași substanțe minerale utile sau pot exista variații importante ale măcinabilității chiar în cadrul aceluiași zăcământ.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Magyari, A.:* Untersuchungen zur nassen Durchlaufmahlung. T.U. Clausthal 1974.

[2] *Messikomer, B.H.:* Die Anwendung der Box-Wilsonschen Metode in der chemischen Industrie Unternehmenforschung Bd. 3. Basel 1960.

[3] *Sachs, L.:* Statistische Auswertungs methoden. Berlin — Heidelberg — New-York, 1972.

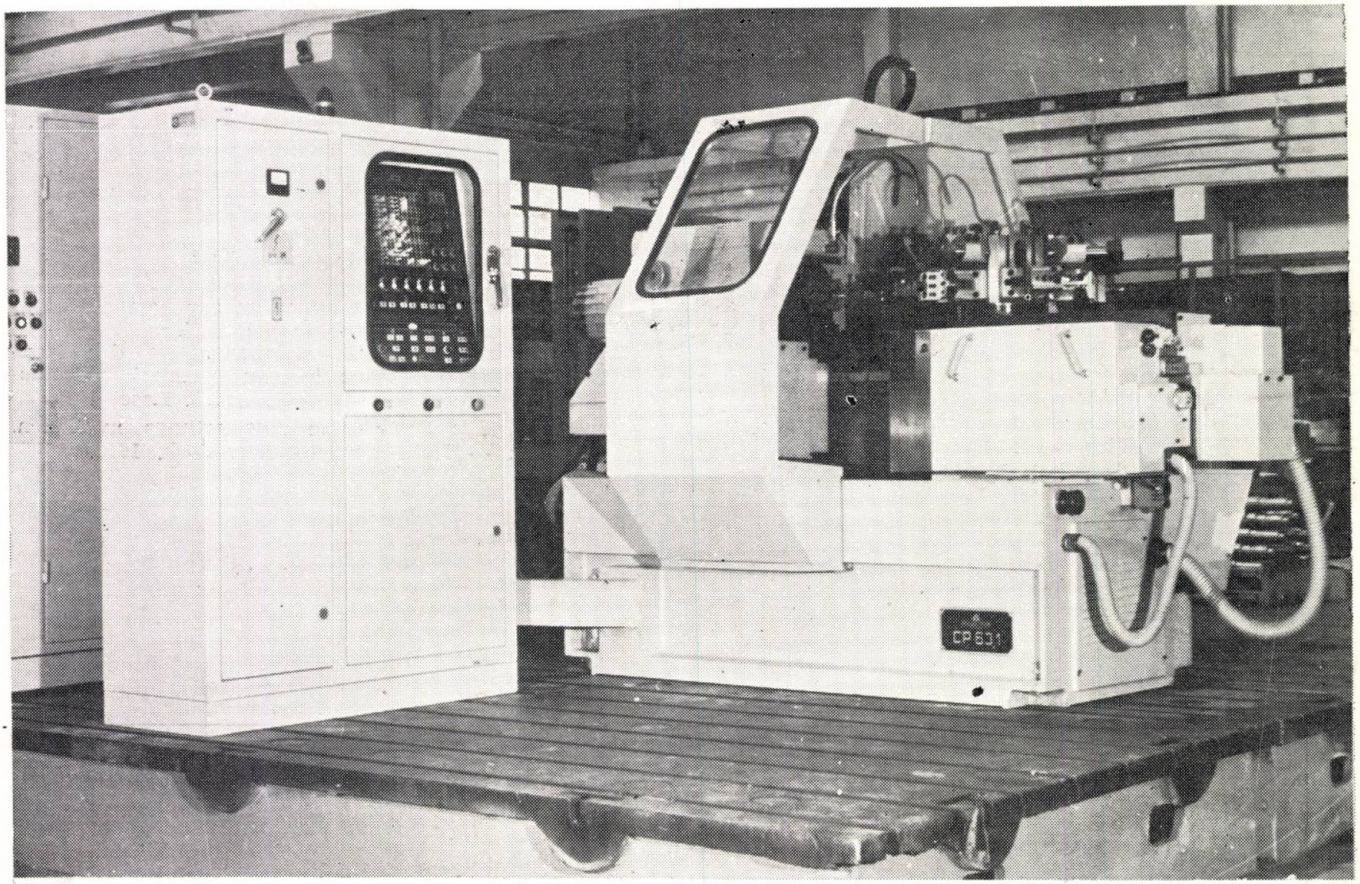
Abonați-vă
la revista

CONSTRUCȚIA
DE MAȘINI

1978

BULGARIE

MACHINOEXPORT



Strung revolver automat cu comandă numerică

SR 631

— Timp deosebit de scurt pentru programare și reglare ;
— Utilizare efectivă la prelucrarea pieselor de serie mică și mijlocie ;
— Mișcare rapidă a suportului în orice direcție ;
— Strungul este comod în exploatare ;
— Construcția strungului este rigidă și compactă.

Diametrul maxim al barelor de materiale	mm 63
Diametrul maxim pe suportul transversal	mm 220
Turația arborelui principal al strungului	rot/min 40—2 000
Puterea motorului principal	kW 13
Greutatea strungului	kg 3 900

Exportator :
MACHINOEXPORT
Sofia, str. Aksakov nr. 5
Tel : 88.53.21
Telex : 22—425
Telegrame : MACHINOEXPORT — Sofia

PUBLICOM

AUTOMAT DE IMPLETIT IN PĂTRATE UDAFV 60

Produce împletituri de sîrmă pătrate pentru grătarul de protecție și împrejmuiri ; lucrează după procedeul spiralelor duble și are o productivitate ridicată.

AVANTAJE:

— **Deservire ușoară prin comandă electrică**

— **Deservirea mai multor mașini**

— **Siguranță în deservire, prin oprirea automată a mașinii în cazul unor perturbări la introducerea sîrmei**

— **Mărimea ochiurilor cuprinsă între 20 și 60 mm**

— **Lățimi de împletire, de la 1 000 la 2 000 mm**

Vă rugăm să ne scrieți. Vă vom informa cu plăcere despre automatul nostru UDAFV 60.

SKET

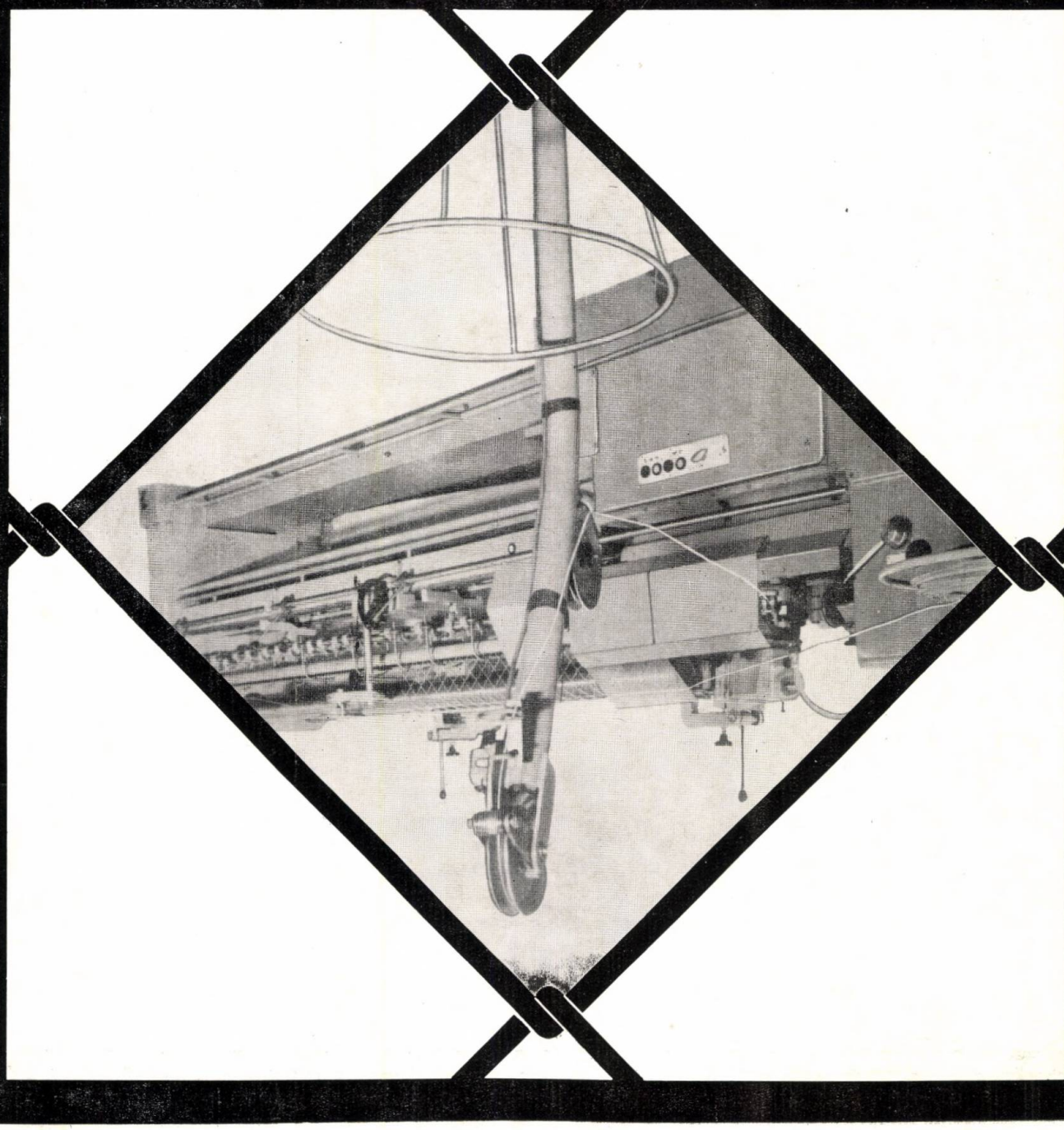
VEB Schwermaschinenbau-Kombinat
·Ernst Thälmann·Magdeburg

Exporteur:

INVEST EXPORT

Volkseigener Außenhandelsbetrieb
der
Deutschen Demokratischen Republik
Johannes-Dieckmann-Straße 7-9
DDR-108 Berlin

Informații privind exportul:
Ambasada R.D.G. din R. S. România
Secția comercială TKB INVEST EXPORT
BUCUREȘTI 59.
Str. Compozitorilor nr. 30, Sc. A



PUBLICOM

1978 JUN - 8

E 3279

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

4

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ APRILIE ■ 1978

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA

Autoutilitara ARO-320

Caracteristici

- Formula roţilor :
  - 4 x 2 (tracţiune pe puntea spate) ;
  - 4 x 4 (tracţiune integrală)
- Motorul :
  - cu benzină : ARO L-25 - P_n = 75 CP
  - diesel : D - 127 - P_n = 65 CP
- Incărcătura utilă nominală :
  - pe şosea : 1 100 kg
  - pe teren : 800 kg
- Masa remorcabilă admisă (şosea) : 750 kg
- Viteza maximă : 105 km/h
- Dimensiunile de gabarit (L x l x I) : 5150 x 2 090 x 1 875 mm
- Dimensiunile utile ale benei (L x l) : 2490 x 1 690 mm

ORSZÁGOS MŰSZAKI DOKUMENTÁCIÓS SZOLGÁLAT

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 4, APRILIE, 1978

CUPRINS

Autovehicule și tractoare

1. *Autovehicule*

IVĂNEANU, C., IONIȚĂ, T., NOVAC, A.: **Tendințe de dezvoltare a cutiilor de viteze progresive.** 159

NAGY, T., ABĂITANCEI, D., RADU, G.: **Unele aspecte particulare privind supraalimentarea motoarele de mare putere.** 167

VLĂDĂREANU, V., SCHUSTER, R.: **Considerații cu privire la unele probleme de performanțe dinamice în fabricația motoarelor diesel pentru autocamioane.** 170

MOLDOVAN, I.: **Predimensionarea instalației electrice de pornire a motoarele termice care echipează autovehiculele.** 175

2. *Tractoare*

PETRESCU, N., STANCIU, I., VEN, Ș.: **Program de utilizare a unei familii de punți motoare nedirectoare pentru tractoare și utilaje de construcții.** 186

DĂSCĂLESCU, D., ZUGRĂVEL, M., GAIGINSCHI, R.: **Studia asupra modificării bilanțului de tracțiune la tractoarele pe șenile în funcție de presiunea medie pe sol.** 188

SORCOIU, M., MÂNZARIU, R., CONSTANTIN, F.: **Cadru de rezistență pentru tractoarele S 1300 și S 1500.** 190

MÂNZARIU, R.: **Studiul derapării laterale a tractoarelor pe șenile și posibilități de prevenire a acesteia.** 195

3. *Materiale documentare*

MACOVEI, A.G.: **Scuturi pentru construcția tunelelor de metrou.** 198

4. *Recenzii*

DRUGĂ, L.: **Tircu, M. — Prelucrarea statistică și informațională a datelor de măsurare. Ed. Tehnică, București, 1977.** 208

MAGYARI, A.: **Constantinescu, N. F., Darabont, A., Mereț, N. — Mecanica mașinilor și a instalațiilor miniere și de preparare. Vol. I. Ed. Tehnică, București, 1977.** 209

Revista apare sub îndrumarea:
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcția de mașini

Redactor șef: ing. Teodosia Oprescu
Redactor: Șerban Teodorescu

SUMAR

CZ : 629.113 : 621—585

Ivăneanu, C., Ioniță, T., Novac, A.: **Tendințe de dezvoltare a cutiilor de viteze progresive electrice.**

Se analizează tendințele de dezvoltare a cutiilor de viteze progresive electrice pentru automobile care au ca sursă primară de energie baterii de acumulatoare, fir de contact, baterii de acumulatoare și motor termic + generator, baterii de acumulatoare și fir de contact, acționare diesel electrică. În acest domeniu sînt indicate realizările românești coordonate de I.C.P.A.T. — Brașov.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 159, 18 fig., 3 tab., 12 ref.

CZ : 621.313

Nagy, T., Abăităncii, D., Radu, G.: **Unele aspecte particulare privind supraalimentarea motoarelor de mare putere.**

În lucrare se prezintă o parte din investigațiile complexe efectuate asupra motoarelor M 820 SR și M 836 realizate la I.C.P. FAUR și uzina „23 August" București. Se analizează comparativ procesul schimbării gazelor, bilanțul energetic și performanțele de bază ale celor două motoare ca : presiune efectivă medie, consumul specific de combustibil, gradul de fum, presiunea de supraalimentare și se prezintă în final concluziile ce se impun.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 167, 3 fig., 1 tab., 4 ref.

CZ : 621.436 : 629.114.4

Vlădăreanu, V., Schuster, R.: **Considerații cu privire la unele probleme de performanțe dinamice în fabricația motoarelor diesel pentru autocamioane.**

În lucrare se prezintă influența modului de reglarea debitului de motorină asupra performanțelor motoarelor precum și influența arhitecturii și volumului canalelor de admisie asupra performanțelor motoarelor diesel. De asemenea se prezintă unele îmbunătățiri făcute pe parcurs motoarelor din licența M A N în vederea asigurării unei constante mai mari a performanțelor.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 170, 4 fig.

CZ : 621.313 : 629.113/.114

Moldovan, I,: **Predimensionarea instalației electrice de pornire a motoarelor termice care echipează autovehiculele.**

Predimensionarea instalației electrice de pornire a motoarelor termice care echipează autovehiculele, constituie o încercare de soluționare teoretică a problemelor complexe care apar în procesul de pornire. Pe baza unor relații de calcul simple, combinînd calculul analitic cu rezultatele obținute din oscilograme sau date experimentale generalizate și în condițiile unui volum de date restrîns privind motorul termic și condițiile de lucru, sînt obținute rezultate care constituie baza dimensionării corecte și economice a instalațiilor electrice de pornire a motoarelor termice.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 175, 7 fig., 4 tab., 11 ref.

DC : 629.114.2 : 624.002.5

Petrescu, N., Stanciu, I., Ven, Ș.: **Program de realizare a unei familii de punți motoare nedirectoare pentru tractoare și utilaje de construcții.**

Punțile motoare prezentate sînt destinate echipării tractoarelor și utilajelor de construcții în puteri de la 80 la 360 CP sau în sarcini pe o putere de la 70 la 300 KN. Punțile motoare nedirectoare sînt de tip clasic, cu reductoare planetare în roți, dantură Gleason la grupul conic și sînt echipate cu frîne disc acționate hidraulic și cu frîne de parcare acționate mecanic. Punțile sînt realizate în concepție unitară cu un înalt grad de verificare. În vederea testării comportării punților, s-a elaborat un program de încercări accelerate ale diverselor subansambluri sau repere, încercări efectuate pe standuri de încercări la solicitări variabile, program care ține cont de solicitările din exploatare.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 186, 1 fig., 1 tab., 5 ref.

CZ : 629.114.2 : 631.372

Dăscălescu, D., Zugrăvel, M., Gaiginschi, R.: **Studiul asupra modificării lanțului de tracțiune la tractoarele pe șenile în funcție de presiunea medie pe sol.**

În lucrare se studiază pe cale experimentală posibilitățile de îmbunătățire a bilanțului de tracțiune la tractoarele agricole pe șenile prin varierea lățimii șenilei și respectiv modificarea presiunii medii pe sol.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 188, 2 fig., 3 ref.

CZ : 629.114.2

Sorcoiu, M., Mânzariu, R., Constantin, F.: **Cadru de rezistență pentru tractoarele S. 1300 — S. 1500.**

În condiții deosebite de lucru a tractoarelor pe șenile de putere mare (130—180 CP), de fabricație R.S.R., există posibilitatea ca acestea să se răstoarne lateral (ex. lucru pe terenuri înghețate situate pe pante transversale). Pentru a preveni consecințele nedorite ale unor astfel de răsturnări, în lucrarea de față este prezentat un cadru de rezistență care înlătură consecințele negative ale răsturnării. Este prezentat totodată modul de calcul al acestui cadru cît și încercarea la răsturnare în teren.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 190, 8 fig., 1 tab., 3 ref.

CZ : 629.114.2

Mânzariu, R.: **Studiul derapării laterale a tractoarelor pe șenile și posibilități de prevenire a acesteia.**

În cazul utilizării tractoarelor pe șenile, echipate cu tălpi de șenilă de tip agricol (talpă simplă cu un singur pinten transversal) la diferite lucrări, ca exploatări forestiere sau montajul liniilor de curent electric de înaltă tensiune, în condiții de teren înghețat, apar foarte frecvent cazuri de derapare laterală a acestor tractoare care pot avea consecințe din cele mai grave. Această lucrare își propune, studiul fenomenului derapării acestor tractoare cît și prezentarea unor soluții simple de îmbunătățire a antiderapării, prin montarea pe tălpile de șenilă a unor pinteni antiderapanți.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 195, 7 fig., 3 ref.

CZ : 624.19

Macovei, A.G.: **Scuturi pentru construcția tunelelor de metrou.**

Sînt redate performanțele, caracteristicile tehnice și constructive ale scuturilor, clasificate în funcție de gradul lor de mecanizare, de la scuturile de tip manual, pînă la cele în întregime mecanizate. Se insistă asupra celor mai noi tipuri de scuturi în întregime mecanizate, avînd în vedere că acestea realizează cele mai înalte productivități de înaintare și în același timp, cele mai reduse tasări la suprafața terenului. În încheiere sînt menționate performanțele scuturilor de tip semimecanizat realizate recent în România.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 4, p. 198, 19 fig., 1 tab., 13 ref.

CONTENTS

DC : 629.113 : 621—585

Ivăneanu, C., Ioniță, T., Novac, A.: **Development tendency of electrical progressive gear-boxes.**

The paper presents the development tendency of the car electrical progressive gear-boxes which have accumulator batteries, contact wire, accumulator batteries and thermal engine + generator, accumulator batteries and contact wire, diesel electric engine action as primary source of energy. The Romanian realizations co-ordinated by I.C.P.A.T. Brașov in this field are pointed out.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 159, 18 fig., 3 tab., 12 ref.

DC : 621.313

Nagy, T., Abăităncii, D., Radu, G.: **Several special views refferring to high-capacity motors' supercharging.**

A presentation of several complex investigations made upon M 820 SR and M 836 SR engines of I.C.P. „Faur" and „23 August" Works in Bucharest, and a comparative analyses of, how gas exchange energy balance and basic output of the two engines develops actual medium presure, specific fuel consumption, exhaust gases degree, supercharge pressure and finally, the specific conclusions.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 167, 3 fig., 2 tab., 4 ref.

DC : 621.436 : 629.114.4

Vlădăreanu, V., Schuster, R.: **Considerations on problems of dynamic performances in truck diesel engine production.**

This paper puts forward the influence of the manner in which the diesel oil flow is regulated, as well as of the shape and volume of the inlet ports over the diesel engine performances, and also presents several improvements made in time on the M A N - licenced engines, in order to find their most constant performances.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 170, 4 fig.

DC : 621.313 : 629.113/.114

Moldovan, I.: **Presizing of electrical starting device on heat engines.**

A presizing operation carried out on the electrical starting device on vehicle heat engines offers a possible theoretical solution for the intricated problems which the starting process puts out. The results obtained, on the basis of simple calculation relations, and by combining analitical calculation with oscilogramme results or general experimental data and where heat engine and working conditions data are deficient, represent a ground for correct and economical dimensionning of electrical starting devices on heat engines.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 175, 7 fig., 4 tab., 11 ref.

DC : 629.114.2 : 624.002.5

Petrescu, N., Stanciu, I., Ven, Ș.: **Uncontrolled driving-axle program for tractors and construction equipment.**

The submited driving axles are intended for 80—360 HP or on charges/power from 70—300 KN tractors and construction equipment. The uncontrolled driving-axles are of classical type with wheel planetary reduction gear, hydraulic operated disk brakes, GLEASON tapered gear and mechanical operated parking brakes. The driving-axles are of unitary design with a great control degree. In order of driving-axle behaviour testing we have elaborated an accelerated testing program of different subassemblies, testing performed on test bench at variable stress which takes into consideration the service stress.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 186, 1 fig., 1 tab., 5 ref.

DC : 629.114.2 : 631.372

Dăscălescu, D., Zugrăvel, M., Gaiginschi, R.: **Balance change study of caterpillar haulage according to mean pressure on ground.**

The paper presents the experimental studies of improving farm caterpillar haulage balance by track chain width variation and mean pressure on ground change.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 188, 2 fig., 3 ref.

DC : 629.114.2

Sorcoiu, M., Mînzariu,, R., Constantin, F.: **Strength frame for S 1300 and S 1500 tractors.**

When heavy-duty (130—180 HP) Romanian made Caterpillars work in difficult conditions, like cross slopes frozen grounds, there is always the possibility to sideways overturn. In order to avoid the unpleasant consequences of the overturning, the authors present a strength frame which may contribute against it. There is also a presentation of the method to calculate the frame and of the overturn test made out in the fild.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 190, 8 fig., 1 tab., 3 ref.

DC : 629.114.2

Mânzariu, R.: **Analysis of the caterpillar lateral sliding and the possibility to avoid it.**

If used in different works, like forest exploitation or installation of the high-voltage current lines in conditions of a frozen ground caterpillars provided with agricultural crawler pads (simple and one cross-spur ones) may frequently slide sideways, which leads to heavy consequences sometimes. This paper aims at a study of the sliding phenomenon of these caterpillars as well as at presentation of a simple improvement solution for it, by fitting in the caterpillar pads anti-skidding spurs.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 195, 7 fig., 3 ref.

DC : 624.19

Macovei, A.G.: **Shields for the construction of the tunels of the subway.**

The performances, as well as technical and constructive characteristics of the shields are pointed out, and classified according to their degree of mechanization, from manually operated, up to the latest, entirely mechanized types of shields. There insists on the latest, entirely mechanised shields, taking into account that they are able to achieve the highest advancing productivity and at the same time, the most reduced settlements. In the end there are mentioned the performances of semimechanized shields recently created in Romania.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 198, 19 fig., 1 tab., 13 ref.

SOMMAIRE

CD : 629.113 : 621—585

Ivăneanu, C., Ioniță, T., Novac, A.: **Tendances de developpement des boîtes à vitesses progressives électriques.**

On y analyse les tendances de développement des boîtes á vitesses progressives électriques pour automobiles qui ont comme source primaire d'énergie des hatteries d'accumulateurs, des fils de contact, des batteries d'accumulateurs et moteur thermique+générateur, batteries d'accumulateurs et fils de contact, action diesel électrique. Dans ce domaine on indique les réalisations roumaines coordonnées par I.C.P.A.T. — Brașov.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 159, 18 fig., 3 tab., 12 ref.

CD : 621.313

Nagy, T., Abăităncii, D., Radu, G.: **Quelques aspects particuliers concernant la suralimentation des moteurs a hauts rendement.**

On présente une partie des investigations complexes effectuées sur les moteurs M 820 SR et M 836 SR fabriqués par I.C.P. „Faur" et l'entreprise „23 August" de Bucharest. On fait l'analyse comparative du processus de changement des gaz, le bilan d'énergie et les performances fondamentales des deux moteurs : pression moyenne effective, consommation spécifique de carburant, degré de fumée à l'echappement, pression de suralimentation et conclusions qui s'imposent.

Construcția de mașini, 30 (1973), no. 4, p. 167, 3 fig., 1 tab., 4 ref.

CD : 621.436 : 629.114.4

Vlădăreanu, V., Schuster, R.: **Considérations sur les problèmes de performances dynamiques dans la fabrication des moteurs diesel pour camions-automobiles.**

L'ouvrage présente l'influence du mode de réglage du débit de gas-oil sur les performances des moteurs, ainsi que l'influence de l'architecture et du volume des conduits d'admission sur les performances des moteurs diesel. De même on présente les perfectionnements apportés aux moteurs MAN en vue de l'assurance d'une constante plus grande aux performances.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 170, 4 fig.

CD : 621.313.629.113.114

Moldovan, I.: **Predimensionnement de l'installation electrique de mise en fonction des moteurs thermiques equipant les vehicules-moteur.**

Le prédimensionnement de l'installation électrique de mise on fonction des moteurs thermiques équipant les véhicules-moteur constitue un essai de trouver une résolution théorique de problèmes complexes du processus de mise en fonction. En partant des rélations simples de calcul et en combinant le calcul analytique avec les résultats obtenus de l'oscillogramme ou des données expérimentales généralisées concernant le moteur thermique et les conditions de travail, on obtient des résultats qui constituent le principe de dimensionnement correct et économique des installations électriques de mise en fonction de moteurs thermiques.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 175, 7 fig., 4 tab., 11 ref.

CD : 629.114.2 : 624.002.5

Petrescu, N., Stanciu, I., Ven, Ș.: **Programme de réalisation d'une famille d'essieu moteurs pour tracteurs et outillage de construction.**

Les essieux moteurs présentés sont destinés aux tracteurs et aux outillages de construction de 80—360 CV ou en charge/puissance de 70—300 KN. Les essieux sont de type classique avec des réducteurs planétaires aux roues, engrenage GLEASON conique des freins à disques actionnés hydrauliquement et avec des freins de stationnement actionnés mécaniquement. Les essieux sont executés en conception unitaire avec un grand degré de vérification. Pour essayer le comportement des essieux on a élaboré un programme d'essais accélérés des divers sous-ensembles, essais effectués sur banc d'essai aux sollicitations variables, programme qui tient compte des sollicitations en exploitation.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 186, 1 fig., 1 tab., 5 ref.

CD : 629.114.2 : 631.372

Dăscălescu, D., Zugrăvel, M., Gaiginschi, R.: **Etude sur la modification de la chaîne de traction des tracteurs à chenilles en fonction de la pression moyenne sur le sol.**

On y étudie par voie expérimentale, les possibilités d'amélioration de la chaîne de traction des tracteurs agricoles à chenilles par la variation de la largeur de la chenille et respectivement la modification de la pression moyenne sur le sol.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 188, 2 fig., 3 ref.

CD : 629.114.2

Sorcoiu, M., Minzariu, R., Constantin, F.: **Cadre de résistance aux tracteurs S 1300 — S 1500.**

Dans les conditions particuliers de travail des tracteurs à chenilles de grande puissance (130—180 CV) de fabrication roumaine, il est possible qu'ils se renversent latéralement (travail sur terrain gelé situés sur pentes transversales). Pour éviter les conséquences indésirables de tels renversements, on y présente un cadre de résistance qui écarte les conséquences négatives du renversement. On présente en même temps le mode de calculer ce cadre, ainsi que l'essai de renversement en terrain.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 190, 8 fig., 1 tab., 3 ref.

CD : 629.114.2

Minzariu, R., **L'étude du dérapage des tracteurs à chenilles et les possibilités de les éviter.**

Dans le cas d'utilisation des tracteurs à chenilles, equipés de semelles de chenille type agricole (semelle simple à un seul éperon transversal) aux différents ouvrages comme les exploitations forestières ou le montage des lignes de haute fréquence, dans des terrains gelés, il surgit fréquemment des cas de dérapage des tracteurs, qui peuvent avoir des conséquences des plus graves. L'ouvrage s'occupe de l'étude du phénomène de dérapage de ces tracteurs et présente des solutions simples d'amélioration de l'antidérapage par le montage des éperons antidérapants sur les semelles de chenille.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 195, 7 fig., 3 ref.

CD : 624.19

Macovei, A.G.: **Boucliers pour la construction des tunnels de métro.**

L'article contient les performances, les caractéristiques techniques et constructives, classifiées en fonction du degré de mécanisation en partant des boucliers de type manuel, jusqu'aux boucliers mécanisés en totalité. On insiste sur les plus nouveaux types de boucliers mécanisés en totalité, en raison de leurs hautes productivités d'avancement et en même temps des tassements les plus réduits. En conclusion on mentionne les performances des boucliers de type demi-mécanisé realisés récemment en Roumanie.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 4, p. 198, 19 fig., 1 tab., 13 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 629.113 : 621—585

Ivănoanu, C., Ioniță, T., Novac, A. : **Entwicklungsrichtungen der elektrischen progressiven Schaltgetriebe.**

Es werden die Entwicklungsrichtungen der elektrischen progressiven Schaltgetriebe für Autos analysiert, welche als primare Energiequelle Akkumulatorenbatterien, Kontaktleitungen, Akkumulatorenbatterien und einen thermischen Motor mit Generator, Akkumulatorenbatterien und Kontaktleitung, elektrische Dieselwirkung verwenden. In diesem Rahmen werden die vom I.C.P.A.T. zugeordneten Errungenschaften angegeben.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 159, 18 Bild, 3 Taf, 12 Lit.

DK : 621.313

Nagy, T., Abăităncii, D., Radu, G. : **Besondere Ansichten über das Aufladen der leistungsfähigen Motoren.**

Man stellt einen Anteil der komplexen Analysen vor, die auf den bei I.C.P. „Faur" und „23 August" — Werke hergestellten Motoren M 820 SR und M 836 SR durchgeführt wurden. Es ist vergleichmässigen analysiert, wie der Gasaustausch verläuft, die Energiebilanz und die Grundeistungen der zwei Motoren wie z.B. : Mitteldruck spez. Kraftstoffverbrauch, Rauchgrad, Aufladungsdruck und schliesslich die vorgeschriebenen Schlussfolgerungen.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 167, 3 Bild., 1 Taf., 4 Lit.

DK : 621.436 : 629.114.4

Vlădăreanu, V., Schuster, R. : **Überlegungen betreffend einige Probleme der dynamischen Leistungen in der Herstellung der Lkw - Diesel Motoren.**

Die Arbeit stellt den Einfluss der Regelungsweise der Dieselölmenge als auch des Bauwesens und Einlasswegevolumens über die Leistung der Diesel Motoren vor. Es sind auch Verbesserungen über die in Linzenz - MAN hergestellten Motoren, um Erhaltung einer grösseren Konstante der Leistungen vorgestellt.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 170, 4 Bild.

DK : 621.313 : 629.113/.114

Moldovan, I. : **Vordimensionierung der auf thermischen fahrzeugmotoren aufgebauten elektrischen Anfahranlagen.**

Die Vordimensionierung der auf thermischen Fahrzeugmotoren aufgebauten elektrischen Anfahranlagen stellt ein Versuch dar, die komplexen im Anfahrvorgang erschienenen Fragen, teorethisch zu lösen. Auf Grund einiger einfachen rechnerischen Beziehungen und einer Kombination analytischer Rechnungen sowie die aus Oszylogrammen erworbenen Ergebnissen, oder gemeinsamen Versuchswerten, als auch unter Bedingung eines armen Umfanges von Betrieb-u. technischen Kenndaten des thermischen Motors, erhält man Ergebnisse, die eine Grundlage zur richtigen und wirtschaftlichen Dimensionierung der thermischen Motoren bilden.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 175, 7 Bild., 4 Taf., 11 Lit.

DK : 629.114.2 : 624.002.5

Petrescu, N,. Stanciu, I., Ven, Ș. : **Programm zur Durchführung einer ungesteuerten Triebachsenfamilie für Traktoren und Baugeräte.**

Die hier angegebenen triebachsen sind zur Ausrüstung der Traktoren und Baugeräte mit Leistungen von 80—360 PS oder mit Belastungen auf einer Kraft von 70 bis 300 KN bestimmt. Die ungesteuerten Triebachsen sind klassisch in Planetenraduntersetzungsgetrieben enthalten, mit Gleason Verzahnung an der kegelförmigen Gruppe, und sind mit hydraulischen Scheibenbremsen und mechanischen Feststellbremsen ausgerüstet. Die Achsen sind unitär mit einem hohen Prüfungsgrad gebaut. Um die Achsenverhalten prüfen zu können, hat man einen auf veränderlichen Beanspruchungsprüfstände deschleunigten Versuchsprogramm verschiedener Einzelheiten und Bauteile bearbeitet, welches Programm von den Betriebsbeanspruchungen in Betracht zieht.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 186, 1 Bild, 1 Taf., 5 Lit.

DK : 629.114.2 : 631.372

Dăscălescu, D., Zugrăvel, M., Gaiginschi, R. : **Änderungsstudium der auf Raupenschlepper gelegten Schleppkette abhängig von der Bodenmitteldruck.**

Man studiert die Möglichkeiten den Zugbilanz auf den Acker-Raupenschlepper zu verbessern, durch Wechsel der Raupenweite bez. Änderung des Bodenmitteldruck.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 188, 2 Bild., 3 Lit.

DK : 629.114.2

Sorcoiu, M., Minzariu, R., Constantin, F. : **Festigkeitsrahmen für Schlepper S 1300 — S 1500.**

Wenn in Rumänien hergestellte Hochleidtung — Raupenschlepper (130—180 PS) in besonderen Arbeitsbedingungen arbeiten gibt es die Möglichkeit eines seitlichen Kippens (z.B.wenn sie auf gefrorenem quergefälligen Boden arbeiten. Um die ungewünschten Folgen solcher Kippungen zu vermeiden, wird in der vorliegenden Arbeit der Festigkeitsrahmen vorge vorgeführt. Gleichzeitig führt man den Rechenvorgang dieses Festigkeitrahmens vor, sowie die Kipprobe an Ort und Stelle.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 190, 8 Bild., 1 Taf., 3 Lit.

DK : 629.114.2

Minzariu, R. : **Analyse des seitlichen Gleitens der Raupenschlepper und Möglichkeiten dieses zu vermeiden.**

Wenn man die Schlepper mit landwirtschaftlichen Raupensohlen (einfache Sohle mit einzigen Querknagge) zu verschiedenen Arbeiten wie Forstbenutzung oder zur Montage der Hochspannungsleitungen in Bedingungen vereister Boden verwendet, erscheinen sehr oft seitliche Gleitfälle des Schleppers, die zu sehr schweren Folgen führen. Diese Arbeit wird die Gleiterscheinung dieser Schlepper analysieren sowie auch einige einfachen Verbesserungslösungen des Gleitens durch Anbau von gleitschützenden Knaggen auf den Raupen.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 195, 7 Bild., 3 Lit.

DK : 624.19

Macovei, A.G. : **Schilder für den Bau der U-Bahn Tunnels.**

Dabei werden die Leistungen, die technischen und konstruktiven Eigenschaften der Schilder dargestellt ; diese sind nach dem Mechanisierungsgrad, — angefangen von den Handschildern — bis zu den vollmechanisierten Schildern aufgereiht. Man beharrt auf die neusten Typen von vollmechanisierten Schildern ; dabei beachtet man die Tatsache, dass diese die höchste Produktivität und gleichzeitig die niedrigsten Setzungen auf der Flächenoberfläche besitzen Zum Abschluss werden die Leistungen der neu hergestellten, halbmechanisierten Schilder dargestellt.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 4, S. 198, 19 Bild, 1 Taf, 13 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 629.113 : 621—585

Ивэнеану, К., Ионицэ, Т., Новак, А. : **Тенденции развития прогрессивных электрических коробок передач.**

В работе рассматриваются тенденции развития автомобильных прогресивных электрических коробок передач, имеющих в качестве первичного источника энергии аккумуляторные батареи, контактный провод, аккумуляторные батареи и термический двигатель, а также генератор, аккумуляторные батареи и контактный провод, дизельный электрический привод. В этой области указаны румынские достижения, координированные ИКПАТ — Брашов.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 159, 18 рис., 3 таб., 12 лит.

ДК : 621.313

Ноги, Т., Абэитэнчий, Д., Раду, Г. : **Некоторые особенные аспекты наддува двигателей большой мощности.**

В работе представляется часть сложных исследований, проведенных по двигателям M 820 SR, выполненным на Проектно-исследовательском институте „Faur“ и заводе „23 August“ — Бухарест. Сравнительно рассматриваются процесс газообмена, энергетический баланс и основные рабочие характеристики этих двух двигателей : среднее эффективное давление, удельный расход топлива, дымность, давление наддува и в конце представляются вытекающие заключения.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 167, 3 рис., 1 таб., 4 лит.

ДК : 621.436 : 629. 114.4

Влэдэреану, В., Шустэр, Р. : **Соображения по некоторым вопросам динамических характеристик при изготовлении дизельных двигателей для грузовых автомобилей.**

В работе представляется влияние способа регулировки расхода дизельного топлива, а также архитектуры и объёма впускных каналов на характеристики дизельных двигателей. Также, представляются некоторые улучшения двигателей по лицензии MAH с целью обеспечения наибольшего постоянства их характеристик.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 170, 4 рис.

ДК : 621.114.2: 624.002.5

Петреску, Н., Станчу, И., Вен., Ш. : **Программа осуществления семейства неуправляющих ведущих мостов для тракторов и строительных оборудовании.**

Представленные ведущие мосты предназначены для оснащения тракторов и строительных оборудовании мощностью от 80 до 360 л.с. или с нагрузками, соответствующими мощности от 70 до 300 кН. Неуправляющие ведущие мосты — классического типа с планетарными редукторами в колёсах, с зубъями типа GLEASON в коническом зацеплении : они оснащены дисковыми тормозами с гидравлическим приводом и стояночными тормозами с механическим приводом. Мосты осуществлены в одиной концепции с повышенной степенью проверки. Для проверки поведения мостов, была разработана программа ускоренных испытаний разных узлов и деталей на испытательных стендах, при переменных нагрузках, и учетом эксплуатационных нагрузках.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 186, 1 рис., 1 таб., 5 лит.

ДК : 621.313 : 629.113/.114

Молдован, Я. : **Предварительная компоновка электрической установки пуска автомобильных двигателей внутреннего сгорания.**

Предварительная компоновка электрической установки автомобильных двигателей внутреннего сгорания является попыткой теоретического решения сложных вопросов, возникающих в процессе пуска. На основе некоторых простых расчетных отношений, сочетая аналитический расчет с результатами, полученными из осцилограмм или с обобщёнными опытными данными и при условиях небольшого объема данных о термическом двигателе и рабочих условиях получили результаты, являющиеся основой правильной и экономической компоновки электрических установок для пуска двигателей внутреннего сгорания.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 175, 7 рис., 4 таб., 11 лит.

ДК : 629.114.2 : 631.372

Дэскэлеску, Д., Зугрэвел, М., Гайджинский, Р. : **К вопросу изменения тяговой цепи гусеничных тракторов в зависимости от среднего давления на почве.**

В работе изучаются экспериментальным путем возможности улучшения тягового баланса сельскохозяйственных тракторов изменением ширины гусеницы и, соответственно, среднего давления на почве.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 188, 2 рис., 3 лит.

ДК : 629.114.2

Соркою, М., Мынзариу, Р., Константин, Ф. : **Рама сопротивления для тракторов S 1300 — S 1500.**

В особых условиях работы гусеничных тракторов большой мощности (130—180 л.с.), изготовленных в СРР, существует возможность их бокового опрокидывания (например, работа на замерзанных почвах, расположенных на поперечных склонах). Для предотвращения нежелаемых следствий таких опрокидываний, в настоящей работе представляется рама сопротивления, исключащая оптицательные следствия опрокидывания. Также, представляется способ расчета этой рамы и испытание на опрокидывание при работе.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 190, 3 рис., 1 таб., 3 лит.

ДК : 629.114.2

Мынзариу, Р. : **К вопросу бокового заноса гусеничных тракторов и возможности его предотвращения.**

При применении гусеничных тракторов, оснащённых гусеничными подошвами сельскохозяйственного типа (простая подошва с одной поперечной шпорой) на разных работах, как например, при лесных эксплуатациях или при установке линий электрического тока высокого напряжения, в условиях замерзанной почвы, часто появляются случаи бокового заноса этих тракторов, которые могут иметь самые опасные следствия. В работе изучалось явление заноса этих тракторов, а также представляются некоторые простые решения для улучшения противозаноса установкой на гусеничных подошвах противозаношенных шпор.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 195, 7 рис., 3 лит.

ДК : 624.19

Маковй, А.Г. : **Щиты за построением железнодорожных туннелей для метрополитена.**

Указаны технические и конструктивные характеристики щитов, классифицированных в зависимости от степени их механизации, от щитов ручного управления, до полностью механизированных щитов. Настаивается на новейших, полностью механизированных щитах, учитывая то, что ими достигается самая высокая продвигаемость и, одновременно, самая незначительная опускаемость грунта на поверхности. В заключении указаны характеристики полумеханизированных щитов созданных за последние годы в Румынии.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 4, стр. 198, 19 рис., 1 таб., 13 лит.

CZU: 629.113 : 621—585

Tendințe de dezvoltare a cutiilor de viteze progresive electrice

Ing. Constantin **IVĂNEANU**, ing. Teodor **IONIȚĂ**, ing. Adrian **NOVAC** — I.C.P.A.T. — Brașov

Introducere

Transmisia electrică are ca obiectiv transformarea energiei electrice de la sursa primară de energie, în energie mecanică necesară antrenării roților motoare ale autovehiculului. După natura curentului electric, deosebim următoarele transmisii: în curent continuu (motoare serie fig. 1 a, sau motoare cu excitație separată fig. 1 b), în curent alternativ (cu motoare de curent alternativ și sursă de curent continuu fig. 1 c) și diesel electrică (cu motoare de curent continuu fig. 1 d) sau asincrone fig. 1 e).

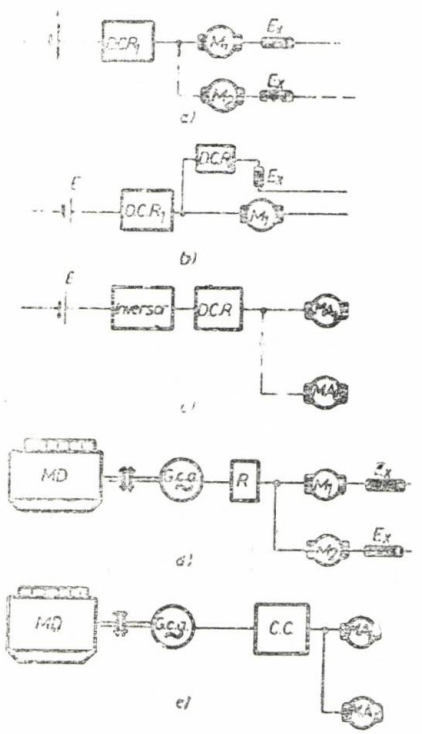


Fig. 1 Scheme de transmisii electrice.
a) Transmisie c.c. cu motoare serie.
b) Transmisie c.c. cu motoare cu excitație separată.
c) Transmisie c.a. cu sursă de c.c.
d) Transmisie c.a. — c.c.
e) Transmisie c.a.

După natura sursei primare de energie, deosebim următoarele transmisii electrice: cu baterii de acumulatoare (automobile electrice), cu fir de contact (troleibuze), cu sursă primară hibridă formată din baterii de acumulatoare și motor termic+generator sau fir de contact și diesel electrice.

În comparație cu cutiile de viteze mecanice, cutiile de viteze progresive electrice prezintă următoarele avantaje: variația continuă a rapoartelor de transmitere, adaptarea automată a momentului la condițiile concrete de deplasare, simplificarea conducerii, creșterea durabilității motorului și a transmisiei ca urmare a variației line a regimurilor de încărcare, posibilitatea de a amplasa convenabil sursa primară de energie, posibilitatea frînării electrice a automobilului prin disipare sau recuperare de energie, posibilitatea supraîncărcării de scurtă durată a motoarelor electrice (fig. 2), schimbarea simplă a sensului de rotație a motorului electric [3].

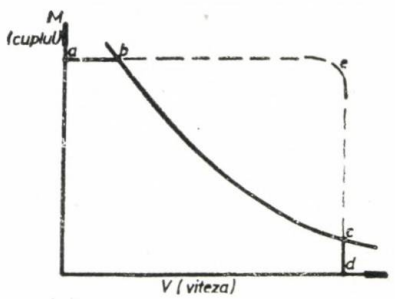


Fig. 2 Supraîncărcarea de scurtă durată a motoarelor electrice.
a—b. Limita de pantă maximă acoperită de aderență.
b—c. Hiperbola de putere constantă disponibilă a sursei de energie primară.
c—d. Limita de viteză maximă admisibilă.
a—e—d. Capacitatea de supraîncărcare a transmisiei electrice pentru scurtă durată.

Transmisia cu motoare de curent continuu este mai larg răspîndită, caracteristica motoarelor este adecvată pentru tracțiune, reglarea se face automat relativ simplu, frînarea electrică este eficientă, cu posibilitatea de recuperare de energie și preț de cost scăzut.

Transimia cu motoare de curent alternativ prezintă avantajele următoare: greutate specifică mică, siguranță mărită în funcționare, întreținere scăzută, volum și grad de protecție ridicat (utilizată la autovehicule militare din armata SUA) [3].

Realizări și tendințe pe plan mondial

Transmisii electrice cu sursă primară de energie autonomă. În vederea obținerii unor automobile electrice competitive, în toată lumea se depun eforturi considerabile care sînt canalizate în special pe realizarea unor surse

primare de energie cu energie specifică mare (Kw/Kg), obținerea de transmisii cu randament superior, economie de carburant prin introducerea în circuit de noi surse de energie convertibile în energie electrică, reducerea poluării mediului înconjurător, etc.

Remarcăm în acest sens următoarele :

— în S.U.A., Congresul a alocat 120 milioane dolari în 1975 pentru cercetări în acest domeniu ;

— În Japonia, s-a inclus în planul de cercetare pe anul 1977, realizarea a cinci tipuri de autovehicule cu transmisie electrică (turisme, transportoare, troleibuze) și realizarea unor noi serii de baterii de acumulatoare ;

— în R.F.G., societatea pentru circulația rutieră cu automobile electrice (GES), a canalizat cercetările spre realizarea de furgoane și electrobuze, utilizînd în exclusivitate motorul de curent continuu cu excitație independentă, iar frînarea se realizează cu recuperare de energie cu randament pînă la 15% (tabelul 1) [9] ;

— pe linie CAER, în cadrul secției a 7-a, s-a introdus tema 7.10 referitoare la „Lucrări de cercetare în domeniul automobilelor electrice" [10] ;

— în R.P. Bulgaria, s-au realizat 4 tipuri de furgoane avînd motor de curent continuu, comandă cu tiristoare, urmînd ca în 1978 să se realizeze 500 electrofurgonete și în 1979 să se treacă la o fabricație de serie ;

— în R. D. Germană, s-a experimentat electrofurgoneta „Barkaș" avînd motor de curent continuu de 16 kW, comandă cu tiristoare (tabelul 1), urmînd ca pînă în 1980 să se realizeze variante îmbunătățite la sistemul de reglare-comandă și baterii de acumulatoare ;

— în R.P. Polonă, s-a experimentat electrofurgoneta „NISA" (tabelul 1) cu motor de curent continuu de 16,5 Kw cu excitație separată și comandă cu tiristoare. Pornind de la automobilul FIAT—125 P, s-a realizat un electromobil cu motor de curent continuu cu excitație separată de 13,5 Kw și comandă cu tiristoare. De asemenea, s-a realizat electrobuzul ELCI-PR 100 cu motor de curent continuu de 85 Kw și tensiune de 360 V, urmînd ca pînă în 1980 să se îmbunătățească bateriile Pb-acid și sistemul de comandă (tabelul 1) ;

— în U.R.S.S., se studiază perfecționarea bateriilor Pb-acid [10].

Datorită costului ridicat al sistemului de comandă și reglajului electronic, unele firme europene încearcă soluții mixte de transmisie ca de exemplu :

— firma Doimler — Benz în colaborare cu firma Bosch, a realizat în anul 1976 o electrofurgonetă avînd motor electric de curent continuu cu excitație independentă M/G și o cutie de viteze mecanică cu trei trepte și ambreiaj monodisc uscat (fig. 3) ;

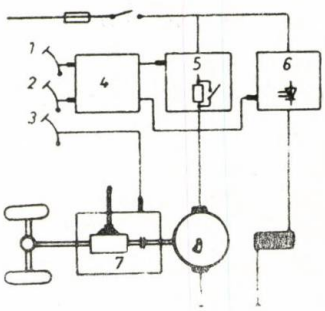


Fig. 3 Schema transmisiei electrice a electrotaxiului firmei Lucas.
1. Pedala de accelerație.
2. Pedala de frînă.
3. Pedala de ambreiaj.
4. Comanda electronică.
5. Rezistența de pornire.
6. Reglajul cîmpului de excitație.
7. Cutia de viteză ambreiaj.
8. Motor generator.

Tabelul 1

Firma	Tara	Tip vehicul	Autonomie km	Viteză max. km/h	Realiz. în anul	Greutatea utilă kg.
Bedford	Anglia	Furgon poștal				
Crompton-Leyand	Anglia	Electrobuz	160	90	1976	65 pasageri
Savel-Semat	Franța	Electrobuz	80	60	1975	50 pasageri
VW	R.F.G.	Furgonetă				800
Daimler-Benz	R.F.G.	Furgonetă			1976	1445
	R.P.B.	Furgoane	80 . . . 65	42	1976	1000 ; 1500 ; 2000 ; 2500
Barkas	R.D.G.	Furgonetă	60	65	1977	500
Nisa	R.P.P.	Furgonetă	60	60	1977	700
Fiat-125 P	R.P.P.	Autotaxiu	50	75	1976	300
ELCI-PR 100	R.P.P.	Electrobuz	50	60	1976	100 pasageri
A	U.R.S.S.	Furgon poștal	60	80	1977	340
B	U.R.S.S.	Furgon alimentar	50	55	1977	575
C	U.R.S.S.	Furgon pentru comerț	45	57	1977	750
D	U.R.S.S.	Microbuz	45	60	1977	9 pasageri

— firma DUAG are în exploatare din 1976, o furgonetă avînd motor electric de curent continuu cu excitație separată și transmisie hidromecanică (convertizor — cutie mecanică cu cuplare sub sarcină) ;

— firma Volkswagen a realizat în anul 1976 pe caroseria automobilului Audi 100, transmisia mixtă formată dintr-un motor electric de curent continuu cu excitație independentă și o transmisie hidromecanică (fig. 4), [9].

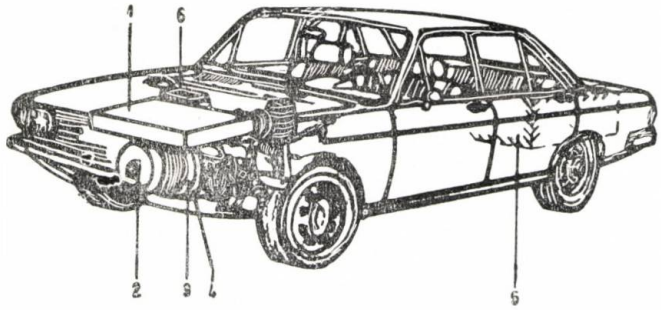


Fig. 4 Transmisia electrică pentru automobilul Audi 100.

1. Instalația de ungere și comandă.
2. Motor electric de tracțiune.
3. Convertizor hidraulic.
4. Cutia de viteze.
5. Bateria de acumulatoare.
6. Bateria auxiliară.

Analizînd realizările firmelor străine, se desprind următoarele linii de dezvoltare :

— realizarea de electrofurgoane pentru diferite operații în centrele urbane și realizarea de electrobuze sau microelectrobuze pentru transportul persoanelor în aceste centre ;

— transmisiile utilizate, sînt cu motoare de curent continuu cu excitație independentă, avînd comandă și reglaj electronic, iar pentru reducerea costurilor, se utilizează transmisiile mixte cu cutie de viteză mecanică sau hidromecanică. Ambele soluții au frînarea cu recuperare de energie ;

— bateriile utilizate sînt de tip Pb-acid (40 Wh/kg) sau alcaline cu Ni-Fe (60 Wh/kg).

Transmisii electrice cu sursă hibridă. Avînd în vedere că energia specifică a bateriilor de acumulatoare actuale este mică, pentru creșterea autonomiei de parcurs a automobilului, s-a propus ca pe lîngă bateria de acumulatoare, să existe pe autovehicul o altă sursă de energie după cum urmează :

a) motor termic care antrenează un generator (electrobuzul FIAT realizat în 1968, electrobuzul Mercedes-Benz OE 302, fig. 5) ;

b) încărcarea bateriilor de acumulatoare de la linia de contact a rețelei de troleibuze în zonele mai puțin aglomerate (electrobuzul DUO-OE 305 al firmei Daimler-Benz, Robert-Bosch și Varta realizat în 1976, (fig. 6) [9].

Transmisii electrice cu sursă primară fir de contact (troleibuze). În țările în care transportul public urban este realizat și cu troleibuze, se manifestă următoarele tendințe :

a) Introducerea comenzilor și reglajul transmisiei cu semiconductoare de putere (tiristoare). Această tendință urmează programele fiecărei țări de economisire a energiei. Prin reglajul cu tiristoare se elimină rezistențele adiționale pentru reglajul în serie cu motorul de tracțiune, care disipează o bună parte din energie mai ales în perioadele de pornire și oprire care sînt foarte frecvente în regimul de circulație urbană. Se ajunge cu acest prilej la economii de energie pînă la 40% din consumul corespunzător reglajului cu rezistențe adiționale.

În țări ca Anglia, Elveția, U.R.S.S., R. S. Cehoslovacia și R.P. Ungaria, s-au introdus în serie sau la nivel de model experimental astfel de troleibuze. Astfel firma Franz Brozincevic § Co. (Elveția) a introdus în fabricația de serie în 1975, troleibuze de 12 m

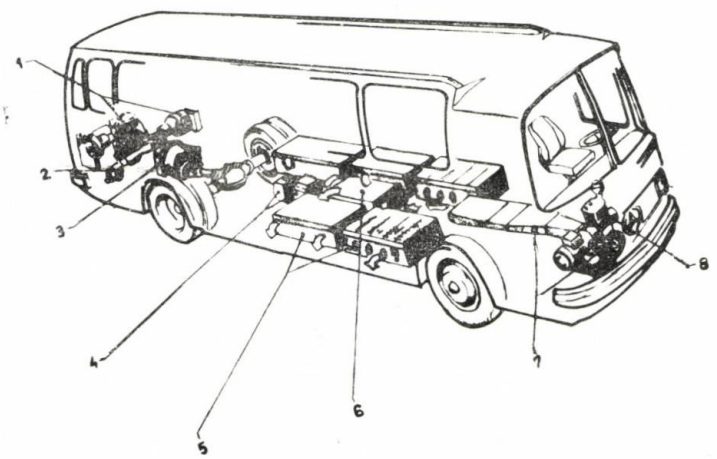


Fig. 5 Electrobuzul Mercedes-Benz DE 302.

1. Motor termic-generator.
2. Ventilator de răcire.
3. Motor de tracțiune.
4. Bloc electronic de comandă.
5. Blocul bateriilor de acumulatoare.
6. Dispozitiv de comutație de putere.
7. Instalația de ventilație.
8. Instalația auxiliară.

cu reglaj și comandă electronică. Echipamentele sînt furnizate de firma Brown-Bovery. Astfel de troleibuze circulă în orașele Zürich și Berna [12].

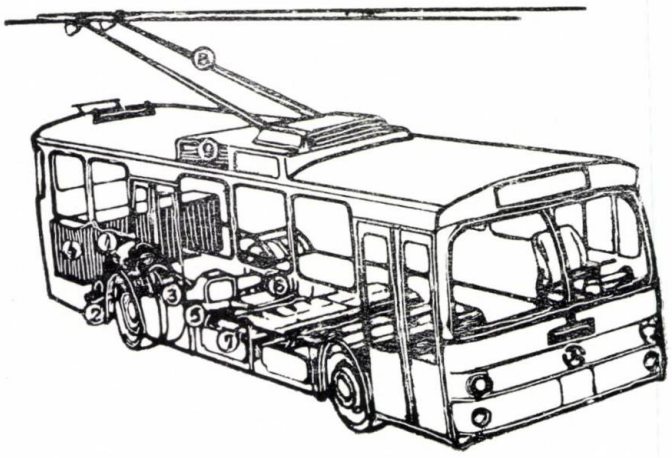


Fig. 6 Electrobuzul DUO—OE 505 al firmei Daimler-Benz.
1. Motor electric.
2. Pompa hidraulică pentru direcție și compresor.
3. Ventilatorul pentru răcire.
4. Bloc de încărcare baterii.
5. Suflanta pentru 4.
6. Bloc electronic de comandă și reglaj.
7. Bateriile de acumulatoare.
8. Sistemul automat de ridicare și coborîre a captatoarelor.

b) O altă tendință care se manifestă pe plan mondial, este aceea a echipării troleibuzelor cu surse autonome de energie (baterii de acumulatoare) pentru asigurarea unei autonomii minime de 3 km, necesară pentru realizarea unei independențe față de linia de contact în situația întreruperilor de pe linie, precum și a căderilor din instalația electronică de reglaj și comandă. Aceasta dă posibilitatea eliberării căilor de trafic intens în centrele urbane aglomerate, precum și retragerea autonomă în stațiile de depanare. În R.P. Ungară, este în perspectivă realizarea unui astfel de troleibuz pînă în anul 1980 [1].

c) În construcția de troleibuze, se manifestă tendința realizării de autovehicule de transport de mare capacitate 150 ÷ 160 de pasageri. Astfel, firma elvețiană Franz Brozincevic § Co, a realizat un troleibuz articulat cu capacitate de 160 pasageri. Troleibuzul este tot cu comandă și reglaj electronic furnizate de firma Brown-Bovery. Din anul 1975, astfel de troleibuze circulă în orașele Basel și Geneva [12].

Transmisii diesel-electrice. În funcție de amplasarea motoarelor electrice, deosebim următoarele scheme de principiu.

a) Formula 4 x 2 cu motoare de tracțiune în roți (fig. 7 a). Schema este utilizată de firma WABCO — S.U.A. pentru autobasculanta de 100—150 tf sarcină utilă (reductorul într-o

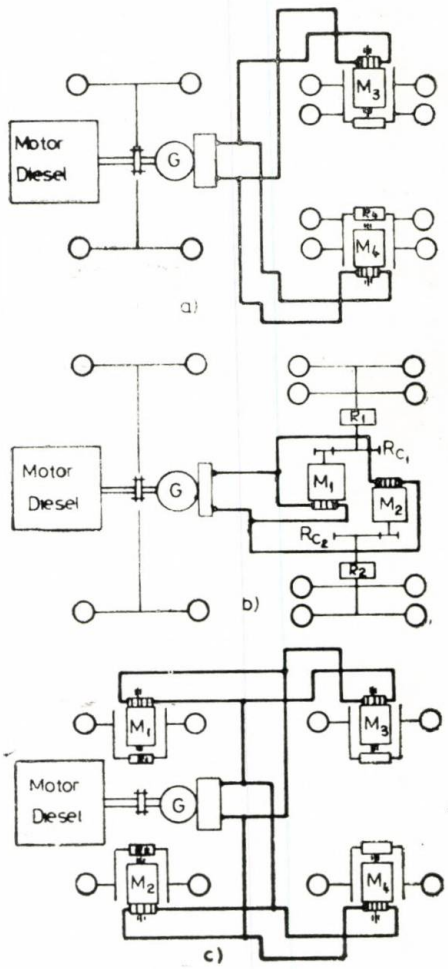


Fig. 7. Scheme de transmisii Diesel-electrice.
MD — motor Diesel —
G — generator.
M — motor electric de c.c.
R — reductor în roată.
R — reductor central.

treaptă cu raport de transmitere de 24 . . . 28,5) și de firma UNIT-RIG—S.U.A. pentru autobasculante de 85—250 tf sarcină utilă reductorul din roată în două trepte cu $i = 24$ . . . 29 (fig.) 8), [1], [3], [5].

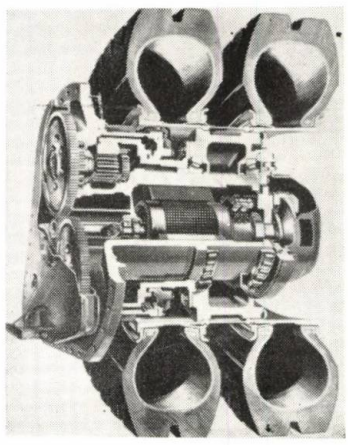


Fig. 8

b) Formula 4 x 2 cu motoare de tracțiune neintegrate în roți (fig. 7 b). Schema de mai sus, este utilizată la autobasculantele Terex ale firmei General Motors

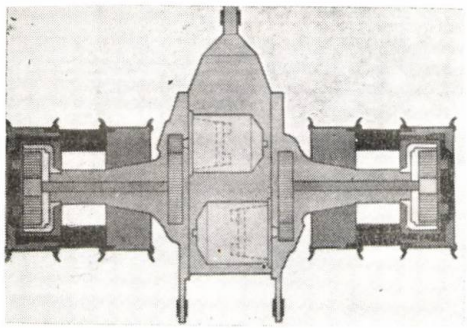


Fig. 9

(S.U.A.) cu sarcină utilă de 150—250 tf, la care transmisia electrică a fost realizată de firma Delco [6]. În figura 9, este arătată soluția de punte motoare electrică. După schema din figura 7 b, sînt realizate din 1976, autobasculantele Belaz — 549 de 73 tf sarcină utilă realizate la Uzina de Autocamioane die Bielorusia [4].

c) Formula 4 x 4 cu motoare de tracțiune în roți (fig. 7 c). Schema de mai sus, este utilizată la autobasculanta Berliet Tx-40, cu sarcină utilă de 40 tf, cu transmisia electrică executată de firma Brown-Bovery. Reductorul planetar din roată este cu două trepte cuplabile sub sarcină (fig. 10) [11].

Din anul 1978, firma UNIT-RIG echipează autobasculantele toteren cu o nouă transmisie electrică executată de GENERAL ELECTRIC [8]. Transmisia are motoare de tracțiune de curent continuu cu excitație independentă, instalația de reglare și comandă este cu greutate și volum mai mic, dulapul de automatizare are fiabilitate ridicată deoarece elimină contactoarele cu comutație electromecanică (tabelul 2), iar transmisia finală

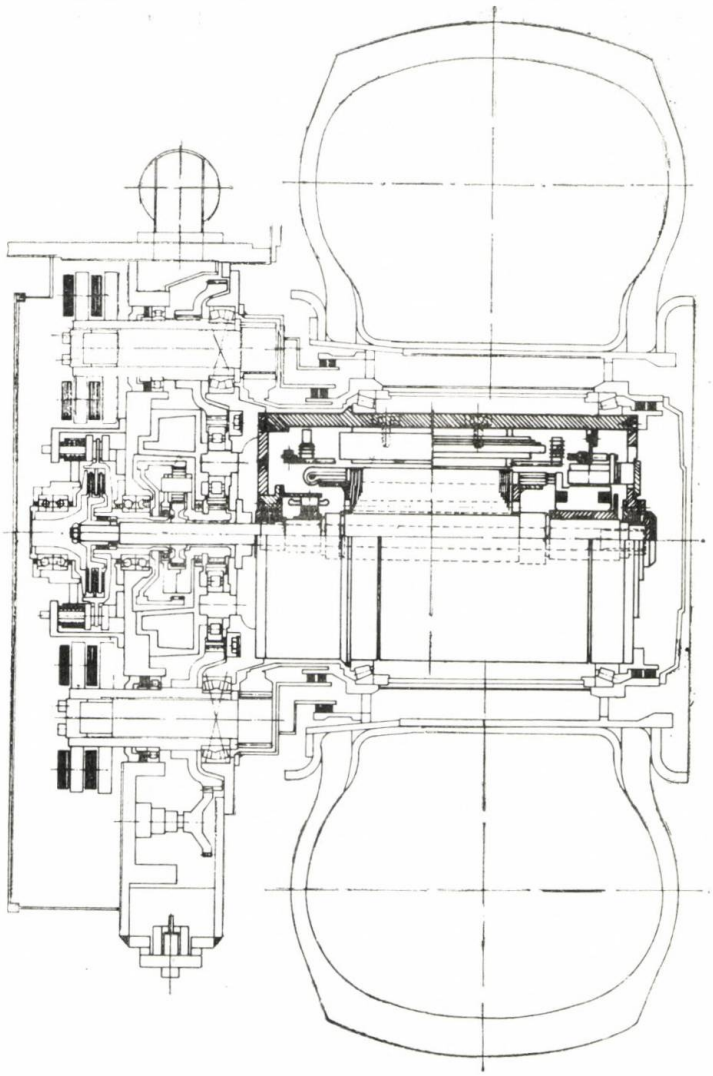


Fig. 10

conține un dublu reductor planetar (fig. 11) cu mult mai compact decît soluția anterioară (fig. 9).

Tabelul 2

Transmisie cu motor de c.c.		
Ans.	serie	excitație separată
Dulap de automatizare		
— greutate (kgf)	600	180
— volum (m^3)	0,906	0,255
— componente (buc.)	56	24
— contactoare cu comutație	mecanică	statică
Excitatrice	Mașină rotativă generator c.c.	statică
Cablaje de forță	lungi	scurte
Conexiuni	multe	puține
Roata motoare — schemă	dublu reductor simplu	dublu reductor planetar
— modulare	nu	da
— greutate	mare	mică

Din cele arătate mai sus, se desprind următoarele tendințe de dezvoltare: transmisii mixte curent alternativ — curent continuu (fig. 1 d), iar pentru viitor, transmisii de curent continuu, cu motoare de curent continuu cu excitație independentă.

Realizări și propuneri pentru dezvoltarea transmisilor electrice în R.S.R.

Transmisii electrice cu sursă primară autonomă, baterii de acumulatoare. În cadrul I.C.P.A.T. — Brașov, s-a proiectat și realizat

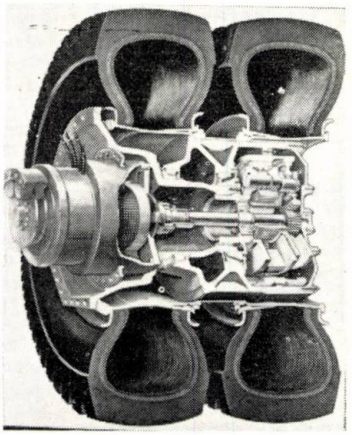


Fig. 11

în anul 1974, un model de electromobil destinat traficului urban (fig. 12) cu 1.550 kg greutate totală, 39 km/h viteza maximă și frînare fără recuperare de energie.

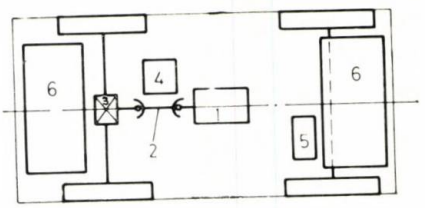


Fig. 12 Electromobil realizat la I.C.P.A.T. — Brașov.
1. Motor de c.c. serie de 7 kW.
2. Ax cardanic.
3. Transmisie centrală cu diferențial.
4. Convertizor cu tiristoare pentru control și reglaj.
5. Bloc electronic de comandă.
6. Bateriile de acumulatoare.

În acest model s-a adoptat schema de comandă și reglaj de tensiune fără posibilitatea slăbirii de cîmp a excitației, utilizînd 8 baterii de $C_{20} = 110$ Ah serie.

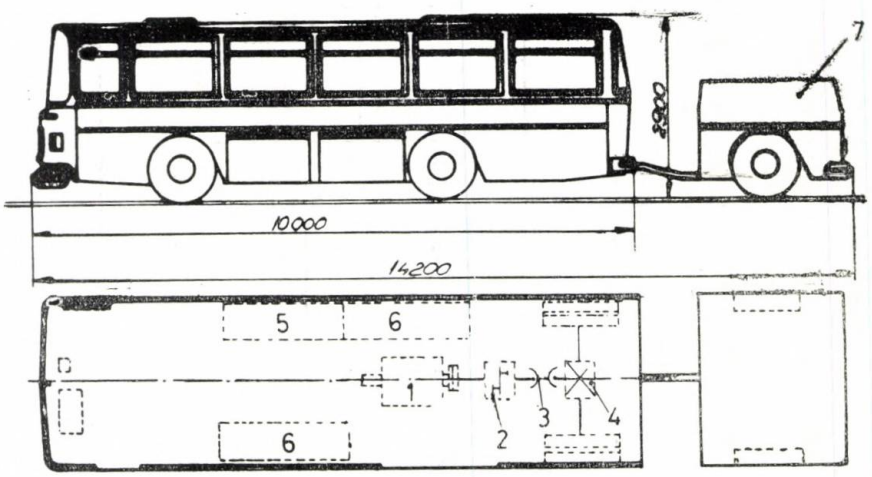


Fig. 13, 14, 15, 16.
1. Motor de c.c. cu excitație independentă.
2. Reductor.
3. Transmisie cardanică.
4. Punte motoare cu diferențial.
5—6. Bloc electric de comandă.
7. Remorcă cu baterie de acumulatoare.
8. Filtru de rețea și convertizor electronic de încărcare al acumulatoarelor.
9. Baterie de acumulator.
10. Contor de rețea.

Cercetările au continuat în direcția îmbunătățirii sistemului de comandă și reglaj, realizînd în anul 1977 posibilitatea slăbirii de cîmp a excitației și frînarea cu recuperare de energie cu randament de 10%, obținîndu-se o viteză maximă de 58 km/h.

În următoarea etapă, se propune încercarea unei transmisii cu motor de tracțiune cu excitație independentă, avînd instalația de comandă și reglare perfecționată, cu frînare cu recuperare de energie la un randament superior (minim 10%), iar consumul de energie specifică, să fie sub 0,08 kwh/t km prin optimizarea transmisiei și prin ridicarea performanțelor bateriilor de acumulatoare Pb-acid la 40 Wh/kg.

Transmisii electrice cu sursă hibridă. Sub coordonarea I.C.P.A.T. — Brașov, s-a realizat și experimentat la I. A. București un model experimental de electrobuz derivat din autobuzul de serie RD-109 (fig. 13), utilizînd baterii de acumulatoare Pb-acid 3 PAS 310 înseriate cu capacitatea de $C_5 = 210$ Ah.

La model, s-a măsurat un consum specific de energie electrică de 0,084 kwh/t km, apropiat de valoarea 0,080 kwh/t km a electrobuzului MAN, iar performanțele electrobuzului 109 EB sînt comparabile cu performanțele altor modele (tabelul 3).

În paralel cu încercarea electrobuzului 109 EB, s-a proiectat sub coordonarea I.C.P.A.T. — Brașov un electrobuz în variantă hibridă pornind de la troleibuzul R 112-E (fig. 14).

Controlul și reglajul transmisiei, se efectuează prin două convertizoare cu tiristoare, unul pentru curentul indusului și cel de-al doilea, pentru excitația motorului de tracțiune.

Transmisii cu sursă primară fir de contact (troleibuze). La întreprinderea Autobuzul București, s-au realizat troleibuze cu motoare electrice de curent continuu serie cu comandă cu contactoare și rezistențe adiționale începînd din anul 1965. La ultimul troleibuz R 112 E (fig. 15), s-a experimentat, cu rezul-

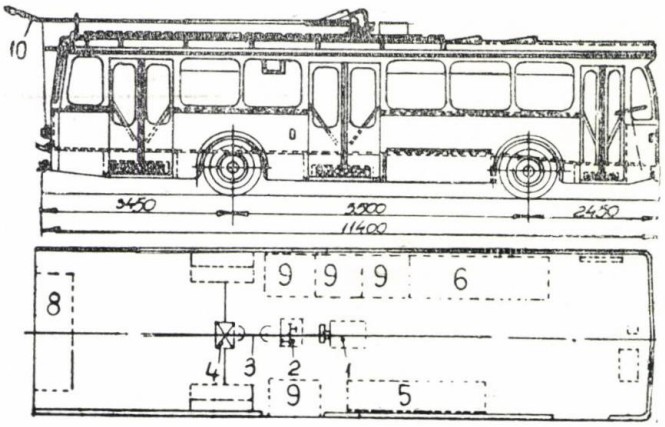


Fig. 14

1. Motor de c.c. cu excitație independentă.
2. Reductor.
3. Transmisie cardanică.
4. Punte motoare cu diferențial.
5—6. Bloc electric de comandă.
7. Remorcă cu baterie de acumulatoare.
8. Filtru de rețea și convertizor electronic de încărcare al acumulatoarelor.
9. Baterie de acumulator.
10. Contor de rețea.

tate foarte bune, un echipament de comandă și reglare cu tiristoare, realizat de I.C.P.E. — București, urmînd ca în anul 1979 să se treacă la producția de serie.

Se propune, ca după omologarea autobuzului articulat 117 UD, să se realizeze un troleibuz articulat 117 E (fig. 16), care în primă fază să aibă comanda și reglajul cu contactoare și rezistență, adiționale, urmînd ca în 1979 să se treacă la sistemul de comandă cu tiristoare.

Transmisii diesel-electrice. În anul 1977, s-a realizat la I.C.P.A.T. — Brașov proiectul pentru modelul funcțional al unei autobasculante de 50 t sarcină utilă formula 4 x 4, echi-

Tabelul 3

Tipul electrobuzului	Greutatea totală tf	Greutatea baterii tf	Pasageri	Lungimea totală m	Putere motor kW	Viteza maximă km/h	Accelerație max. m/s.	Autonomic km
109—EB—R.S.R.	19,4	4	80	14,2	74	50	1,11	55
MAN—R.F.G.	21,5	5,5	100	13,7	208	60	1,11	55
HINO—Japonia	15,2	3,4	80	10,0	65	60		65
Crompton-Leyland — Anglia	16,0	5,5	65	9,2	72	65		65
Savel-Semat — Franța	13,5	4	50	8,8	68	60	1,5	80

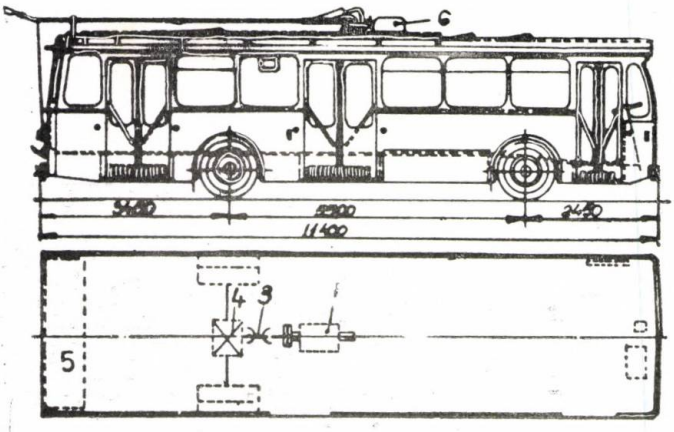


Fig. 15

1. Motor de c.c. cu excitație independentă.
2. Reductor.
3. Transmisie cardanică.
4. Punte motoare cu diferențial.
5—6. Bloc electric de comandă.
7. Remorcă cu baterie de acumulatoare.
8. Filtru de rețea și convertizor electronic de încărcare al acumulatoarelor.
9. Baterie de acumulator.
10. Contor de rețea.

pată cu două motoare diesel și transmisie mixtă curent alternativ — curent continuu (fig. 17), la care instalația de comandă și reglare se face cu circuite electronice integrate și elemente cu comutație electromagnetică.

De remarcat, soluția originală a roții motoare, care prezintă față de celelalte soluții prezentate, volum și greutate redusă, întreținere ușoară, elemente puține de etanșare, construcție modulară și răcire forțată (fig. 18).

În 1978—1979 această autobasculantă va fi supusă la încercări în condiții de șantier.

Avînd în vedere tendința de dezvoltare pe plan mondial, se propune realizarea unei transmisii cu motoare de curent continuu cu excitație independentă, în locul motoarelor de curent continuu cu excitație serie.

Soluția de transmisie pentru autobasculanta de 50 tf diesel-electrică, s-a conceput cu posibilitatea extinderii cu ușurință la autobasculante mai mari.

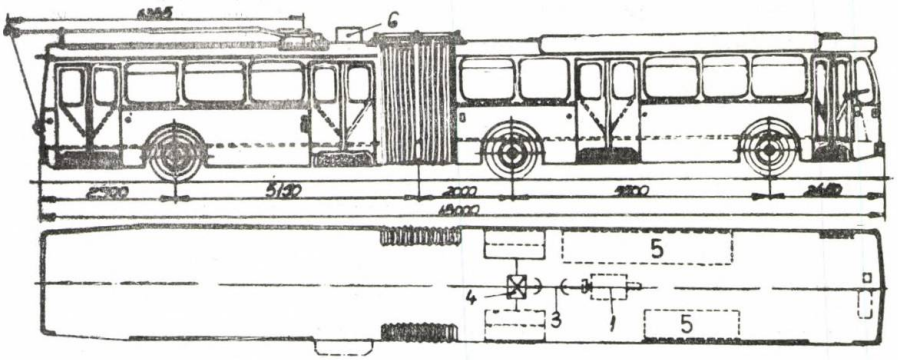


Fig. 16

1. Motor de c.c. cu excitație independentă.
2. Reductor.
3. Transmisie cardanică.
4. Punte motoare cu diferențial.
5—6. Bloc electric de comandă.
7. Remorcă cu baterie de acumulatoare.
8. Filtru de rețea și convertizor electronic de încărcare al acumulatoarelor.
9. Baterie de acumulator.
10. Contor de rețea.

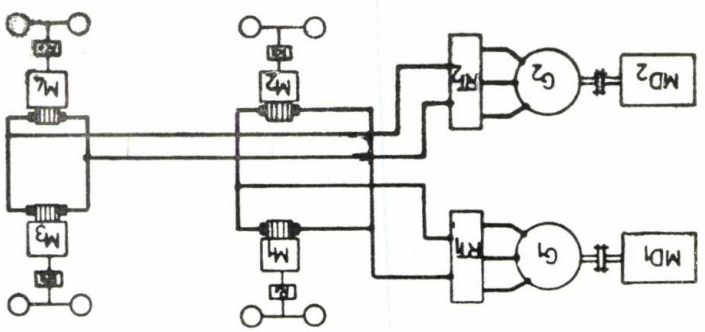


Fig. 17

MD_i — motor Diesel.
G — generator sincron.
RT — redresor.
M — motoare electrice de c.c. serie.
R — reductor planetar.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: „Instructions GENERAL-ELECTRIC" GEK—43808—8. Transportation Systems Business Division.

[1] * * *: G.T.A. 18/772—100 PANEL, Electrical Manual UNIT-RIG EQUIPMENT Co.

[3] *Kusko, A., Magnuson, L.:* Vehicle Electric Drive Systems, S.A.E. Paper 660761 p. 728—743.

[4] *Sirotkin, E.L., Kagan, S.I.:* O nagruzocinîhi parametrah teagovo electrodvigatelia avtomobilie-Samosvala balşoi gruzopodemnosti, Avtomobilnaia promîslenosti nr. 8/1974 pag. 19—23.

[5] *Kennedy, H.:* The Electric Wheels of Industry, Contracting end Construction Engineer, Sept. 1969 pag. 2 ÷ 14.

[6] * * *: Prospect „TEREX-GM" al autobasculantei TEREX 33—15 B.

[7] * * * Hans Hagen, Der MAN — Elektrobus, ETZ-A Bd 94 1973 H. 11 pag. 671—676.

[8] * * *: Filă prospect, GENERAL ELECTRIC GEA—10395 9—76 (3M), GENERAL ELECTRIC NEW SEPARATELY EXITED GE—772 SYSTEM.

[9] * * *: INTERNATIONALES ELECTRO-FAHRZEUG—SYMPOSIUM, AT Z 79 nr. 2 1977 pag. 42—44.

[10] * * *: Lucrările grupei temporare a specialiştilor CAER, pentru tema 7.10 1976—1980 „Lucrări de Cercetare în domeniul automobilelor electrice".

[11] * * *: Die Krauftübertragung für das diesel elektrische Gross-Baufahrzeug, Brown-Bovery 3205 D — 20.07.1966.

[12] Kaller, R., Vollenwyder, K., Manzoni, S.: Einheittrolleybusse mit. Elektronischer Gleichstromsteller, Brown Bovery Mitteilungen, dec. 1974 p. 531—539.

CZ : 621.313

Unele aspecte particulare privind supraalimentarea motoarelor de mare putere

Conf. dr. ing. Tiberiu **NAGY**, conf. dr. ing. Dan **ABĂITĂNCEI**, şef. lucr. dr. ing. Gheorghe **RADU**
— Universitatea — Braşov

Introducere

Realizarea motoarelor cu aprindere prin compresie de cilindree totală mare şi cu performanţe ridicate este în atenţia constructorilor din ţara noastră, în vederea acoperirii gamei de puteri necesare în unele activităţi productive din tracţiunea feroviară, lucrări de forare, transport naval şi în ultima perioadă şi pentru transport rutier de mare tonaj. În acest context este deosebit de importantă studierea căilor de definitivare a unor construcţii de motoare în serii tipizate care pot fi adaptate cu minimum de eforturi situaţiilor şi cerinţelor variabile întîlnite la beneficiari. Atingerea nivelelor de performanţe superioare se poate realiza la aceste tipuri de motoare în special prin aplicarea metodei de supraalimentare cu turbocompresoare.

În acest tablou de preocupări se înscriu şi noile realizări de motoare termice de către I.C.P. „Faur" Bucureşti pentru Intreprinderea „23 August" Bucureşti la care studiul proceselor şi testarea performanţelor s-a efectuat de către colectivul de autori al prezentei lucrări în anii 1974 (pentru motorul M 836 SR) şi 1975 (pentru motorul M 820 SR).

În tabelul 1 se prezintă parametrii de bază ai celor două motoare analizate, din care rezultă păstrarea dimensiunilor fundamentale identice la ambele construcţii obţinînd creşterea puterii prin dublarea numărului de cilindri.

Tabelul 1

Parametrii de bază ai motoarelor M 820 SR şi M 836 SR

Tipul motorului	Tipul camerei de ardere	Raport de compresie ε	Diametrul cilindrului D [mm]	Cursa pistonului S [mm]	Numărul cilindrilor i	Cilindreea totală Vs [dm³]	Puterea nominală P_{n} [CP]	Turaţia nominală n_n [rot./min]	Consumul specific minim de combustibil c_{min} [g/CP.h]	Greutatea motorului G [kgf]	Greutatea specifică g_s [kgf/CP]
M 836 SR	Tronconică în piston şi injecţie directă	13,4	175	205	GL	29,6	720	1500	156,6	2375*	3,3
M 820 SR					12 V 60°	59,2	1400	1500	151,5	3740**	2,7

* — Carter din aliaj Al
** — Carter din fontă

Deoarece modul de amplasare a colectoarelor de admisie și evacuare, racordarea acestora cu schimbătorul de căldură aer-apă, respectiv turbosuflantă, precum și construcția specială a camerei de ardere determină apariția unor aspecte particulare în desfășurarea proceselor din motor, se consideră utilă evidențierea lor în cele ce urmează.

Instalația experimentală utilizată [1], [2], [3], a permis efectuarea unor încercări complexe care au putut reliefa atît performanțele cît și o serie de fenomene intime din motor ca schimbul de gaze și procesul de ardere. În continuare se prezintă unele rezultate experimentale semnificative.

Schimbarea gazelor

Prin cercetările experimentale efectuate la motorul M 836 SR s-a urmărit desfășurarea proceselor de schimbare a gazelor funcție de regimul de funcționare impus, precum și de modificările aduse fazelor de distribuție.

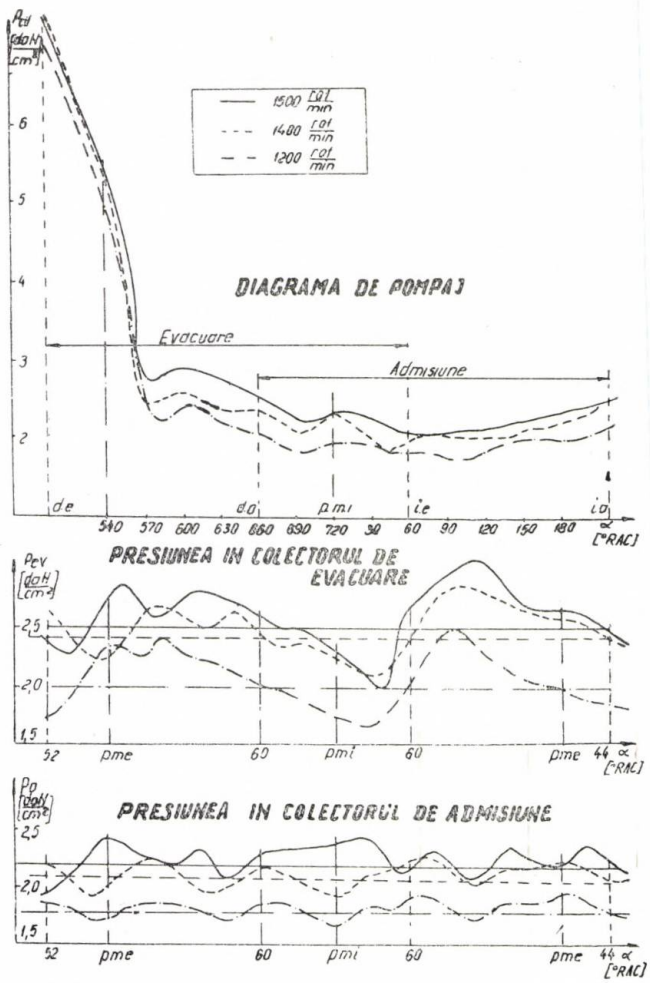


Fig. 1 Diagrama de pompaj și variația presiunii în colectoarele motorului M 836 SR, la funcționare în plină sarcină.

Rezultatele obținute în urma prelucrării datelor înregistrate pentru motorul echipat cu arbore cu came cu suprapunerea fazelor de distribuție de 120° RAC, care a funcționat în plină sarcină sînt prezentate în figura 1.

Ca o primă observație se evidențiază faptul că procesele de schimbare a gazelor se desfășoară în condițiile existenței unor intense fenomene de oscilație a presiunii atît în cilindru cît și în cele două colectoare.

Din diagrama de pompaj rezultă că presiunea medie în cursa de evacuare depășește presiunea medie în cursa de admisie. Ca urmare lucrul mecanic de pompaj este negativ, ceea ce desigur contribuie la micșorarea presiunii medii indicate. Mai mult, este de așteptat ca în prima parte a perioadei de baleiaj, gazele arse să pătrundă în colectorul de admisie, înrăutățind umplerea. Acest aspect al fenomenului s-a desfășurat la valori sporite în cazul funcționării motorului cu arborele cu came la care suprapunerea fazelor de distribuție a fost micșorată la 115° RAC (s-a redus unghiul de avans la admisie de la 60° RAC la 55° RAC).

În ceea ce privește momentul închiderii admisiei se poate aprecia că valoarea unghiului ales (44° RAC) se apropie de soluția optimă, deoarece presiunea din cilindru în acest moment este foarte apropiată de valoarea presiunii medii din colectorul de admisie, efectul de refulare fiind practic neglijabil.

Urmărind evoluția presiunii în colectorul de admisie, se constată că aceasta prezintă variații ale amplitudinii și frecvenței puțin controlabile. Mărimea amplitudinilor cu abateri de la valoarea medie de $\pm$ 0,15 daN/cm^2 nu sînt de natură a putea fi luate în considerație în vederea aprecierii influenței regimului de unde asupra eficienței umplerii.

În ceea ce privește evoluția presiunii în colectorul de evacuare se constată prezența unui puternic regim de unde. Pe durata baleiajului în colector este prezentă semiunda negativă cu valoarea maximă spre momentul închiderii evacuării ceea ce influențează favorabil asupra eficienței baleiajului și deci asupra performanțelor motorului.

Raționamente asemănătoare pot fi extinse și pentru turațiile de 1400 rot/min și 1200 rot/min.

La regimul sarcinilor mici și la mersul în gol, pe baza înregistrărilor experimentale, se poate afirma că schimbarea gazelor se desfășoară cu o eficiență redusă. Evoluția presiunilor în colectorul de evacuare, în cilindru și în colectorul de admisie (în perioada de baleiaj) indică o scădere pregresivă a valorilor în această ordine, ceea ce permite să apreciem că vor avea loc fenomene intense de contrabaleiaj.

În cazul motorului M 820 SR cu 12 cilindri în V, pentru fiecare rînd de cilindri, colectoarele de evacuare au avut o arhitectură similară cu cea de la motorul cu 6 cilindri în linie M 836 SR. De aceea s-a apreciat că fenomenele dinamice vor avea o desfășurare similară cu cea analizată anterior. Cît privește influența oscilațiilor de presiune din colectorul de admisie, s-a observat — în primul caz — că acestea nu au o pondere semnificativă. În consecința pentru motorul M 820 SR cu 12 cilindri în V nu s-a mai considerat oportun, la momentul respectiv, studiul schimbării gazelor.

Bilanțul energetic

Din analiza comparativă a utilizării căldurii degajate de combustibil în cele două motoare se poate observa o funcționare cu randament ridicat a ambelor motoare, în special a motorului M 820 SR cu 12 cilindri (fig. 2). Astfel, cantitatea de căldură transformată în lucru mecanic efectiv la regimul nominal este de 39% la motorul M 836 SR și 41,5% la motorul M 820 SR. Această utilizare eficientă a căldurii se explică în primul rînd datorită acordării optime între motor și turbosuflantă, recirculării unei părți din potențialul energetic al gazelor de ardere în vederea ridicării presiunii aerului la admisie.

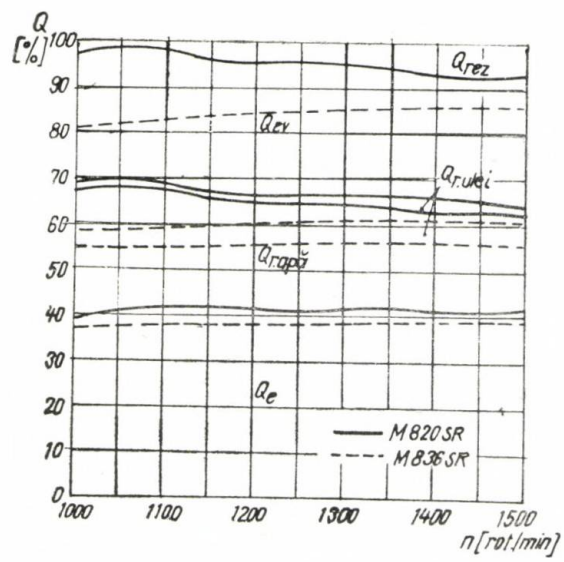


Fig. 2 Bilanțul de putere la motoarele M 820 SR și M 836 SR.

Se remarcă, de asemenea, că repartizarea căldurilor pierdute pe componente se face în jurul valorilor acceptabile, apropiate de valorile care condiționează un regim termic optim motoarelor analizate.

O diferență sensibilă între cele două motoare apare la căldura reziduală, termen care include în el căldura echivalentă energiei cheltuite pentru acționarea accesoriilor (pompa de apă, pompa de ulei, pompa de injecție, etc.) și căldura corespunzătoare lucrului mecanic de frecare care nu trece prin pereții cilindrului în sistemul de răcire sau în răcitorul de ulei. Motorul M 820 SR fiind mai compact, relativ cheltuind o energie mai mică pentru antrenarea accesoriilor va da și un termen rezidual mai redus decît motorul M 836 SR. Suprafața relativă de schimb cu mediul ambiant fiind mai redusă la motorul M 820 SR decît la M 836 SR, se vor înregistra și pierderi prin radiație mai mici.

În consecință din analiza diagramei bilanțului energetic rezultă că pe măsura creșterii numărului de cilindri și așezării lor pe două rînduri în V va crește și cantitatea de căldură transformată în lucru mecanic efectiv, ce se va evidenția în ultimă instanță prin valoarea consumului specific de combustibil redus.

Performanțe

În figura 3, se prezintă cîteva curbe semnificative privind performanțele motoarelor testate; notațiile făcute au următoarele semnificații:

p_k — presiunea de supraalimentare realizată la ieșirea din compresor;
p_{em} — presiunea efectivă medie;
c_e — consumul specific de combustibil;
D — gradul de fum.

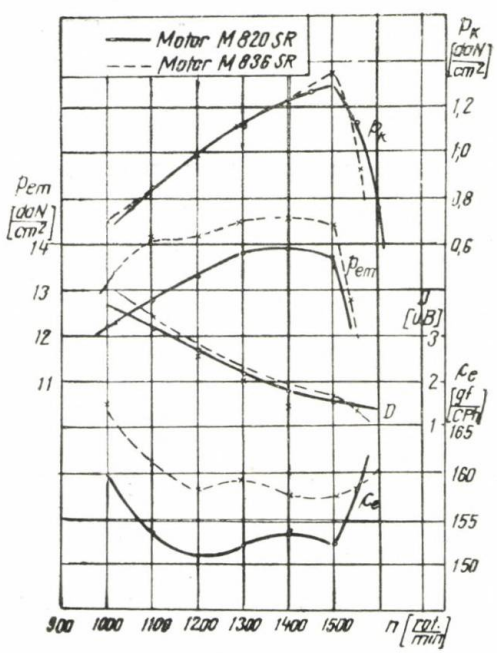


Fig. 3 Unele curbe ale performanțelor motoarelor M 820 SR și M 836 SR.

Ca urmare a gradului înalt de supraalimentare, valorile presiunii efective medii se ridică la 13,39 daN/cm² la motorul M 820 SR

și 14,6 daN/cm² la motorul M 836 SR. Nivelul presiunilor efective medii este mai mare la motorul M 836 SR și acest lucru se explică în principal prin creșterea consumului specific față de motorul M 820 SR. Astfel, la turația nominală, consumul specific la M 820 SR este de 152,2 g/CPh față de 157,5 g/CPh la motorul M 836 SR, iar în jurul turației de 1200 rot/min (unde se ating valori minime pentru consumul specific la motorul M 820 SR) acesta este 151,5 g/CPh față de 156,5 g/CPh la motorul M 836 SR.

În domeniul de funcționare a motoarelor analizate, gradul de fum are valori normale, el fiind totuși mai scăzut la motorul M 820 SR, ceea ce indică o îmbunătățire a procesului de ardere; acest lucru este confirmat și de cele arătate în paragraful anterior, în sensul că randamentul efectiv al motorului M 820 SR are un spor de circa 3% față de randamentul motorului M 836 SR.

Concluzii

Utilizarea supraalimentării înalte conduce la sporirea performanțelor de putere și economicitate ale motoarelor. Ea implică însă și folosirea răcitoarelor intermediare care diminuează presiunea de supraalimentare furnizată de compresor și atenuează oscilațiile de presiune din admisie. Adesea, nivelul presiunilor medii din evacuare depășește nivelul presiunilor medii din admisie, ivindu-se astfel posibilitatea apariției contrabaleiajului. Acest lucru impune, pentru fiecare familie de motoare, studiul atent al fenomenelor dinamice din colectoarele motorului și corelarea lor cu fazele distribuției. Cercetările mai arată că realizarea motoarelor cu mai mulți cilindri dispuși pe două rînduri poate contribui la creșterea randamentului efectiv al motoarelor cu supraalimentare înaltă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Nagy, T., Abăităncei, D., Radu, Gh., Hrihor, L.:* Testarea performanțelor motorului M 836 SR. Contract de cercetare științifică între Intr. „23 August" București și Universitatea din Brașov, partea I, 1974.

[2] *Nagy, T., Abăităncei, D., Radu, Gh., Hrihor, L.:* Analiza proceselor gazotermodinamice din motorul M 836 SR. Contract de cercetare științifică între Intr. „23 August" București și Universitatea Brașov, partea II-a, 1974.

[3] *Nagy, T., Abăităncei, D., Radu, Gh.:* Testarea performanțelor motorului M 820 SR. Contract de cercetare științifică între I.C.P. „Faur" și Universitatea Brașov, 1975.

[4] *Nagy, T. și col.:* Particularitățile bilanțului energetic la un motor cu supraalimentare înaltă. In: „Construcția de mașini", nr. 4, 1975.

Considerații cu privire la unele probleme de performanțe dinamice în fabricația motoarelor diesel pentru autocamioane

Ing. V. **VLĂDĂREANU**, ing. R. **SCHUSTER** — I. A. Brașov

Introducere

Fabricarea în serie a motoarelor diesel pentru autovehicule, la Intreprinderea de Autocamioane Brașov (I. A. Bv.), ridică numeroase probleme în ceea ce privește asigurarea performanțelor energetice la un nivel uniform-constant și în același timp la valori optime.

Abaterile admise prin documentație la execuția pieselor și montajelor proprii motorului, cît și abaterile ce se permit la valorile de reglaj ale echipamentelor de alimentare și injecție determină o anumită împrăștiere a performanțelor motoarelor. Această dispersie poate fi uneori compensată prin reglaje de acordare ce nu sînt însă întotdeauna acoperitoare. În acest sens cunoașterea cantitativă a influențelor în cauză prezintă o importanță semnificativă pentru fabricație. Lucrarea de față arată cîteva aspecte reale de acest gen, concretizate în urma unor încercări executate la I.A. Bv. și I.C.P.A.T. Desigur, pentru specialiștii în temă, cele prezentate nu constituie o noutate; lucrarea subliniază însă unele aspecte specifice motoarelor diesel ce se execută în fabricație de serie la I.A. Bv.

Se precizează că, în documentația de recepție a motoarelor se acceptă o dispersie a performanțelor. De exemplu, puterea efectivă trebuie să se încadreze într-un cîmp de $\pm 5\%$ în raport cu valoarea nominală creditată, ceea ce la motorul de 158 kW (215 CP) înseamnă o împrăștiere de 15,8 kW (21,50 CP).

Dacă la aceasta se mai adaugă și cîmpul rezultat din aplicarea corecției datorită condițiilor atmosferice în care se desfășoară încercarea, cîmpul total al abaterilor admise este apreciabil. Ori, o asemenea împrăștiere de valori, nu poate fi acceptată într-o fluctuație permanentă.

Influența modului de reglare a debitului de motorină, asupra performanțelor motoarelor

Dacă pînă nu demult, debitul de motorină reglat era stabilit mai ales în raport cu corecția de putere și moment motor, în prezent, condiția de limită de fum a devenit principal restrictivă, astfel încît aceasta determină modul în care trebuie reglat echipamentul de injecție. Deci performanțele echipamentului de injecție trebuie să satisfacă, în primul rînd exigențele privind limitele de fum, concomitent cu cerințele de putere, moment motor și consum de combustibil. Pe lîngă aceasta, evoluția debitului trebuie să fie acordată la caracteristica de turație în sarcină totală, specifică motorului în cauză.

Odată cu adoptarea condițiilor limitei de fum după Regulamentul 24 CEE-ONU (EG 24), a fost necesar să se procedeze la refacerea reglajelor de debit la pompele de injecție. Pînă în prezent au fost definitivate reglajele pompei de injecție, în linie (RO-PES 6 A 95 D 4 10 RS 2108 L), pentru motorul D 2156 HMN 8, adoptîndu-se valorile de reglare și control după codul 0800876017. Procesul încercărilor de confirmare al acestui cod, este prezentat în figura 1.

Codul inițial de reglaj, corespunzător reglajului de debit practicat de motoarele RABA, asigură performanțele de moment maxim și putere maximă, numai în condițiile depășirii apreciabile a limitei de fum pe seama acceptării performanțelor energetice ale motorului D 2156 HMN 8 (sau ușor sub!) la limitele

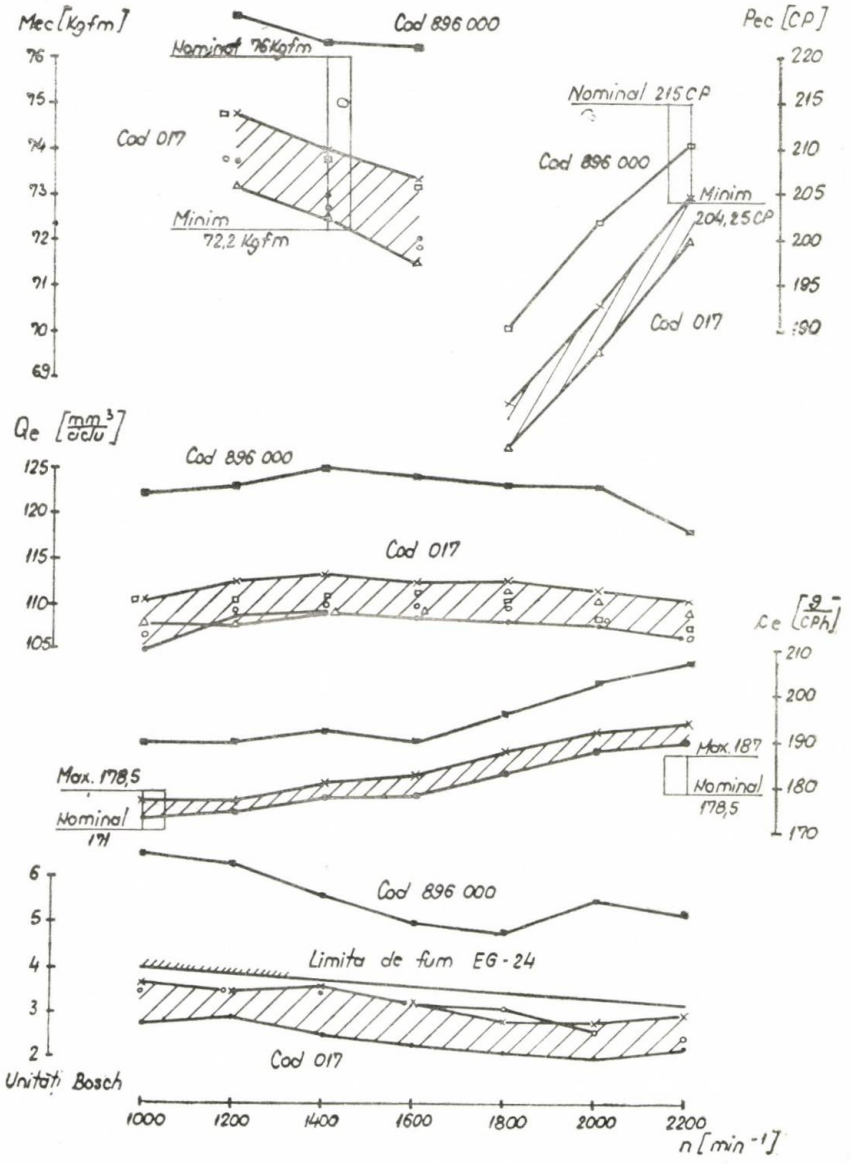


Fig. 1 Influența reglării debitului de motorină la motorul D 2156 HMN 8.

acceptate de documentație. Se notează că în cadrul acestor probe, s-a înregistrat o împrăștiere a cîmpului de performanțe de circa 4% între motoarele încercate, provocată de alte cauze decît reglajul debitului de motorină propriu zis.

Pentru concentrarea performanțelor într-un cîmp cît mai restrîns, a fost necesar să se limiteze dispersia debitului de motorină reglat pe stand la maximum 2 mm³/cursă, această dispersie majorîndu-se la debitele realizate pe motor.

La motoarele 797—05, s-a experimentat — de asemenea — un nou reglaj de debit pentru asigurarea încadrării performanțelor motoarelor în limita de fum după Regulamentul 24 CEE-ONU. După reglajul normal al debitului pompei de injecție rotative DPA (56 mm³/ciclu la 1300 rot/min. pompă) motoarele 797—05 se încadrează cu dificultate în performanțele de putere și moment motor, cu condiția ca în același timp să respecte și limita de fum.

Pentru exportul în anumite țări, a fost necesară, în primul rînd, încadrarea în limita de fum, ceea ce a a tras după sine experimentarea unui reglaj de debit micșorat (50 mm³/cursă la 1300 rot/min pompă). Cu această echipare, performanțele motoarelor se reduc la următoarele valori :

— puterea maximă nominală 93 kW (127 CP) în loc de 99 kW (135 CP) ;
— momentul motor maxim nominal 333 Nm (34 kgfm) în loc de 363 Nm (37 kgfm) ;

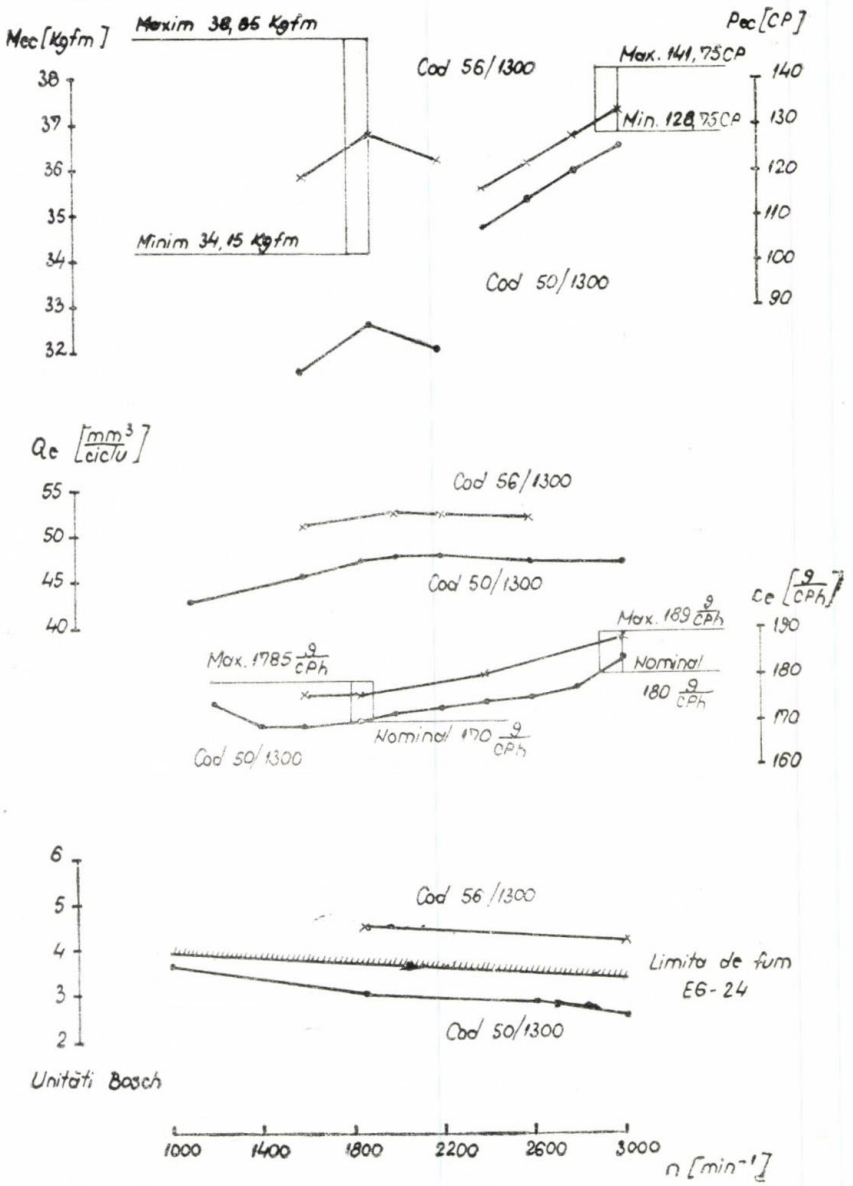


Fig. 2 Influența reglării debitului de motorină la motorul 797—05.

— consumul specific maxim la regimul nominal 250 g/kWh (185 g/CP.h) în loc de 257 g/kWh (189 g/CP.h.).

Se reține că, pentru a se asigura funcționarea optimă a motoarelor cu debitul de combustibil redus, a fost necesară o nouă reglare a avansului fix la injecție. În cadrul probelor executate pentru aceasta a reieșit că motorul 797—05 este foarte sensibil la avansul la injecție, în privința emisiei de fum. În consecință, în vederea obținerii unui grad de fum în conformitate cu exigențele impuse, în afara reducerii debitului pompei de injecție este necesar ca avansul fix la injecție să fie micșorat de la 21,5° RAC la 19° RAC. Această valoare trebuie riguros respectată și controlată prin măsurarea gradului de fum la standurile de recepție.

Performanțele unui motor 797—05 încercat cu cele două debite de motorină, sînt prezentate în figura 2.

Generalizarea codului de reglaj cu debit de motorină redus nu poate fi hotărîtă, decît în momentul în care se definesc condițiile exacte pentru corectarea performanțelor acestui tip de motor, în funcție de condițiile climatice. Deoarece în cadrul unor probe, s-a constatat că la un motor reglat în condițiile de altitudine 0,93—0,95 bar (700—715 mm coloană Hg) în cazul cînd acesta este transferat în condiții de presiune atmosferică apropiată de 1,013 bar (760 mm coloană Hg), puterea sa

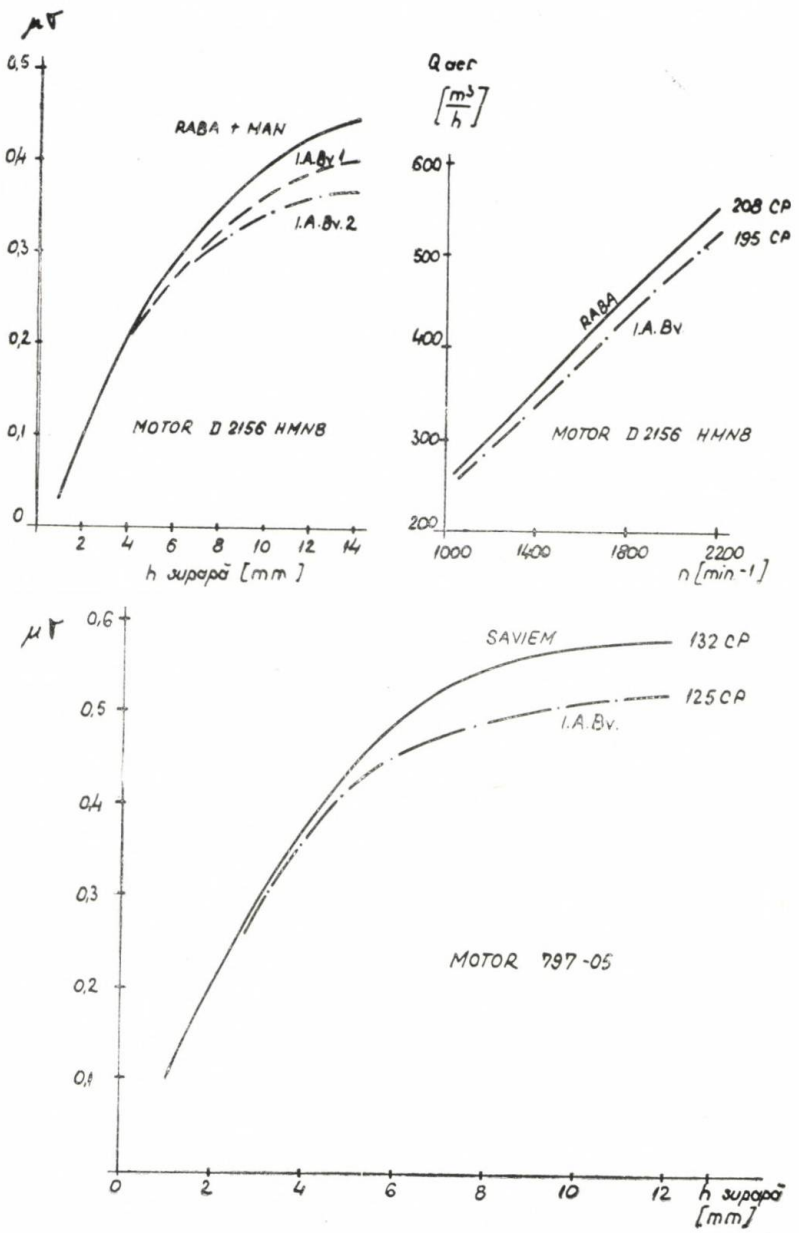


Fig. 3 Influența chiulaselor asupra performanțelor motoarelor Diesel.

crește cu circa 10%. În această situație, reducerea debitului de motorină este oportună deoarece se previne suprasolicitarea termică a motorului.

Ca observație comună pentru ambele tipuri de motoare diesel fabricate în I.A. Bv., se reține că, în urma acceptării condițiilor moderne EG 24 cu privire la fum, este necesar să fie revizuite condițiile inițiale de performanță, prevăzute în licența MAN.

Influența traiectelor de admisie

Cum este și de așteptat, arhitectura și volumul canalelor de admisie, condiționează comportarea motoarelor. În probele efectuate pentru aceasta, lipsind valorile de referință în documentație, s-a adoptat referința statistică, luînd ca martor chiulasele originale MAN și SAVIEM. Încercarea comparativă a canalelor s-a executat prin :

— măsurarea volumelor canalelor ;
— măsurarea caracteristicii de debit, pe instalația pentru determinarea parametrilor aerodinamici, după metoda AVL ;
— măsurarea debitului de aer aspirat de motor ;
— ridicarea caracteristică de turație în sarcina totală.

Încercările motoarelor 797—05 și D 2156 HMN 8 și ale chiulaselor corespunzătoare au scos în evidență influența cantitativă a canalelor de admisie asupra performanțelor. În cadrul probelor au fost evidențiate, în raport cu chiulasele martor, valori mai mici cu 4,1—9,5% ale canalelor de admisie de la motorul D 2156 HMN 8 și cu 6,5—12% la motorul 797—05.

Caracteristica de debit a canalelor de admisie a fost apreciată prin produsul „σ_t" care este o mărime adimensională, ce ia diferite valori în raport cu cursa supapei de la capătul canalului. Cîteva caracteristici pentru cele două tipuri de motoare, sînt prezentate în figura 3. Din analiza lor se constată diferențe nete ale rezistenței la curgere pe care le oferă chiulasele, diferențe ce cresc odată cu deschiderea supapei.

Determinarea debitului de aer aspirat de un motor D 2156 HMN 8, este prezentată tot în figura 3. Se constată că raportul în care se află chiulasele (privind rezistența la curgere) se păstrează și la debitul de aer aspirat cresc pe măsura creșterii turației motorului, stare ce se transpune de altfel și în diferențierea performanțelor energetice.

În sfîrșit, în ceea ce privește performanțele, se reține că, pentru chiulasele încercate, s-au obținut următoarele **rezultate :**

— la motorul D 2156 HMN 8, un spor de putere maximă de 3,6—9,6 kW (5—13 CP), concomitent cu reducerea consumului specific cu 6,8—17 g/kWh (5—13 g/CPh) și scăderea emisiei de fum cu valori cuprinse între 0,4 și 1,3 unități Bosch ;
— la motorul 797—05, o creștere de putere maximă de 5,2 kW (7 CP), o reducere de consum specific de la 13,6 g/kWh (10 g/CPh) și o scădere a emisiei de fum de 0,6 unități Bosch, la turația de 3000 rot/min.

Diferența de performanțe se reflectă mai ales la turații ridicate cînd fenomenele gazodinamice, după cum se știe intervin mai hotărîtor.

Concluzii

Procesul de optimizare al performanțelor motoarelor, în fabricația de serie la I.A. Bv., a determinat studierea cauzelor ce provoacă dispersia valorilor acestora. În activitatea respectivă au fost precizate cîteva influențe cu caracter autoritar, stabilindu-se și modul în care ele pot fi exploatate. Dintre aceste influențe, au fost prezentate, în cuprinsul lucrării, influența reglării debitului de combustibil și influența arhitecturii canalelor de admisie din chiulasă.

Concomitent cu studiul acestor elemente, remarcăm că au fost studiate și alte influențe (poziția injectoarelor în chiulasă, caracteristica funcțională a variatorului de avans automat la injecție, distribuția ș.a.) care se adaugă influențelor prezentate.

Cu privire la reglarea debitului de motorină, apreciem că pe lîngă reglajul propriu zis al pompei de injecție, o problemă majoră o constituie modul în care evoluează caracteristica de debit în raport cu turația și sarcina motorului. Plecînd de aici, în prezent studiem evoluția optimă de debit la motorul 797—05.

În ceea ce privește punerea la punct a avansului fix la injecție, pe motor menționăm că am introdus în fabricația de serie a motorului 797—05, un sistem nou de montaj care satisface două condiții :

— previne ruperea sigiliului aplicat de fabricantul pompei ;

— oferă posibilitatea folosirii oricărei valori de avans fix, aspect util dacă se ține cont de sensibilitatea motorului 797—05 la această condiție. În principiu, sistemul evită marcarea trenului de roți dințate din comanda pompei de injecție și obligă la alinierea a două găuri de punere la punct, controlabilă printr-un tampon calibrat (fig. 4).

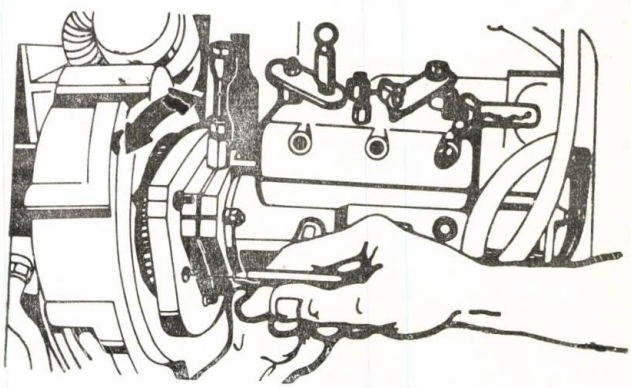


Fig.4 Verificarea corespondenței găurilor de reglare, în procesul de punere la punct a avansului fix la injecție, motor 797—05.

Cu privire la influența canalelor schimbului de încărcătură din chiulasă se reține obligația, în fabricația de serie, de a se preleva mulaje, în mod practic, după canalele de admisie și evacuare.

Lucrarea de față constituie o contribuție la cunoașterea fenomenelor dinamice și modul în care acestea intervin asupra performanțelor energetice ale motoarelor diesel de autocamion, în condițiile fabricației de serie și apreciem că toate concluziile stabilite pot fi utilizate în practica I.A. Bv.

CZ : 621.313 : 629.113/.114

Predimensionarea instalației electrice de pornire a motoarelor termice care echipează autovehiculele

Ing. Iacob **MOLDOVAN** — I.C.P.A.T. Brașov

Energia necesară pentru pornirea electrică a unui motor cu ardere internă este dată de bateria de acumulatoare. Demarorul transformă energia electrică în energie mecanică, motorul trebuind să fie rotit cu un anumit cuplu și anumită turație — valori medii limită inferioare impuse pentru pornire.

Condițiile diferite de pornire și mai ales influența puternică a temperaturii, necesită pentru proiectarea unei instalații de pornire, cunoștințe mai precise privind proprietățile bateriei, cuplul motor, turația și puterea demarorului (caracteristicile demarorului) rezistența conductorului de alimentare și de comandă a demarorului, etc.

Generalități privind bateriile de acumulatoare cu plumb

Bateriile cu plumb sînt considerate la ora actuală ca fiind cele mai indicate pentru echiparea instalației electrice de pornire a autovehiculelor (preț mai redus, gamă de puteri adecvată pentru cerințele motoarelor termice într-un domeniu foarte larg de puteri, rezistență internă mai scăzută, variație relativ scăzută a tensiunii și posibilitate de lucru în paralel cu generatoarele electromagnetice).

Pentru caracteristica de tensiune a bateriei este valabilă ecuația :

$$U_b = U_o - IR_B \qquad (1)$$

în care :

U_b — tensiunea la bornele bateriei, [V] ;
U_o — tensiunea extrapolată de repaus a bateriei, [V] ;
I — curentul de sarcină, [A] ;
R_B — rezistența internă a bateriei, [Ω].

Tensiunea la bornele bateriei scade deci odată cu creșterea curentului de sarcină I din cauza rezistenței interne a bateriei R_B. În procesul de pornire factorul determinant este puterea cedată de baterie ; aceasta este maximă la curentul de sarcină la care tensiunea bateriei scade la jumătate din tensiunea de repaus (fig. 1).

Prin calcule simple se ajunge la relația :

$$P_{Bmax} = \frac{U_o^2}{4R_B} \qquad (2)$$

în care :

P_{Bmax} — puterea maximă cedată de baterie, [W].

Această relație ilustrează influența puternică pe care o are rezistența bateriei și modificarea acesteia asupra puterii pe care bateria este capabilă să o pună la dispoziția demarorului pentru pornirea motorului termic.

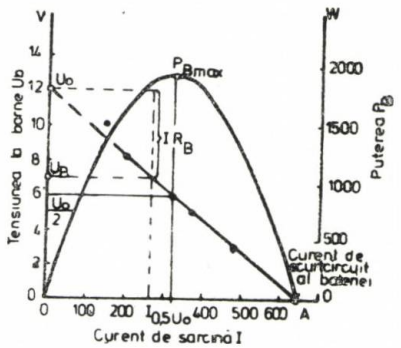


Fig. 1 Caracteristica încărcării și puterii unei baterii de 12 V.

Curentul de verificare la temperatură scăzută I_p — caracteristică de bază a bateriei — este decisiv pentru capacitatea bateriei complet încărcate la pornirea la rece și deci pentru selectarea bateriei pentru echiparea demarorului.

Între rezistența internă a bateriei R_B și curentul I_p există următoarea relație :

$$R_B = \frac{(u_o - u_1)z}{I_p}, \ [\Omega], \qquad (3)$$

în care :

I_p — curentul de verificare la temperatură scăzută, [A] ;
u_o — tensiunea de repaus extrapolată a unei celule a bateriei, [V] ;
u_1 — tensiunea nominală a unei celule la descărcare cu curent de verificare la rece, [V] ;
z — numărul celulelor bateriei.

Pentru calculele aproximative tensiunea de repaus u_o a unei celule poate fi considerată egală cu tensiunea nominală u_N. Valoarea tensiunii u_1 este măsurată după 30 sec. de la începerea descărcării. Motivul este următorul : urmărind diagramele de descărcare

rapidă se constată că în intervalul cuprins între 10 sec. și 1 min și 30 sec. (pentru bateriile românești) și un interval mai larg la bateriile VARTA și BOSCH variația valorii tensiunii la bornele bateriei este neglijabilă. Valoarea tensiunii u_1 la 30 sec. de la începutul descărcării constituie deci o medie a intervalului. Condițiile tehnice pe care trebuie să le îndeplinească bateria de acumulatoare pentru autovehicule sînt precizate de standarde naționale și internaționale. Astfel, „MODIFICATION No. 1 LA PUBLICATION '95—1 DE LA CEI : BATTERIES D'ACCUMULATEURS DE DEMARAGE AU PLUMB" și STAS 444/1—74 impun ca la descărcarea rapidă la temperatură scăzută cu curentul indicat de producător, tensiunea la bornele bateriei să fie după 5—7 sec. minim 8,4 V pentru baterii de 12 V admițînd o scădere sub această limită, după depășirea celor 7 sec. Pe plan mondial există tendințe de îmbunătățire a calității bateriilor în special privind descărcarea rapidă la temperatură scăzută.

Printre acestea DIN 72311 „STARTEBATTERIEN ZUM ANLASSEN, BELEUCHTEN UND ZUNDEN PRUFUNG (R.F.G.) și NORMA FIAT 9.95209 ACUMULATORI ELECTRICI PER AUTOVEICCOLI" impun ca după 30 sec. de la începutul descărcării rapide la temperatură scăzută cu curentul indicat pe producător, tensiunea la bornele bateriei să fie mai mare cel puțin egală cu 8,4 V pentru baterii de 12 V.

Curentul I_p și implicit tensiunea la bornele bateriei în aceste condiții, influențează direct puterea cedată de bateria complet încărcată și alegerea bateriei pentru echiparea demarorului.

În concluzie, la calculul rezistenței bateriei R_B valoarea lui u_1 va depinde de calitățile bateriei privind descărcarea la temperatură scăzută.

Relația (3) va deveni :

$$R_B = \frac{(2 - 1{,}4) \cdot z}{I_p}, \ [\Omega], \qquad (4)$$

pentru cazul cînd după 30 sec. de la începutul descărcării tensiunea este de cel puțin 1,4 V pe element.

Pentru baterii cu caracteristici inferioare u_1 va fi inferioară valorii de 1,4 V/element ; acesta se va obține din diagrama descărcării rapide la temperatura scăzută la curentul indicat de producător.

Rezistența bateriei este o mărime importantă pentru calculul instalațiilor de pornire.

Relațiile de mai sus pentru R_B sînt valabile numai pentru o baterie complet încărcată și pentru o temperatură de —18°C. Rezistența bateriei nu este însă o constantă ci o funcție de temperatură și de stare de încărcare a bateriei ; cu cît este mai joasă temperatura și cu cît bateria este mai descărcată, cu atît mai ridicată este rezistența internă a bateriei R_B.

Dependența rezistenței R_B de temperatură și de starea de încărcare a bateriei este dife-

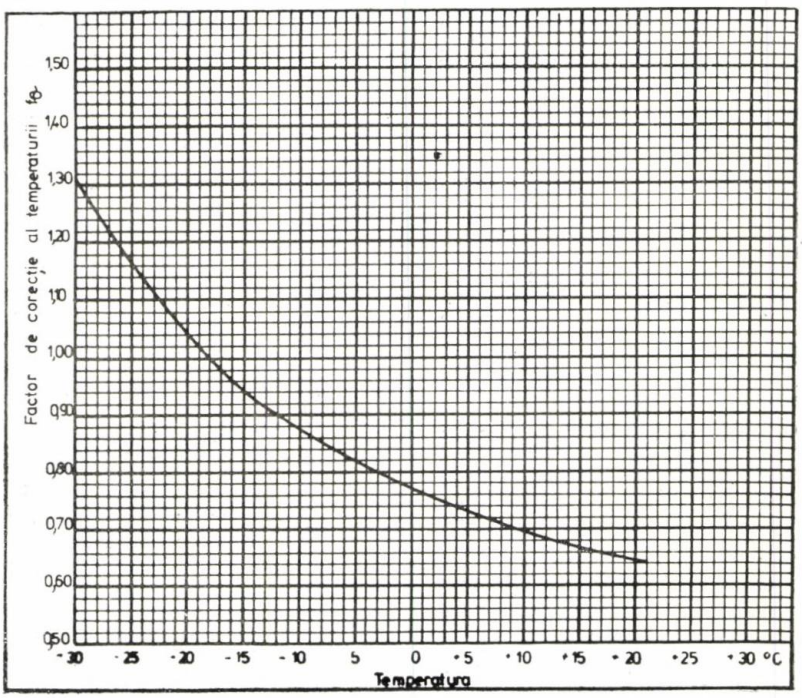


Fig. 2 Factorul de corecție al temperaturii pentru calculul rezistenței bateriei.

rită funcție de tipul bateriei. Dacă nu există indicații speciale ale fabricantului rezistența bateriei R_B se poate calcula pornind de la relația (3) ținînd cont de o serie de factori de corecție.

Valoarea rezistenței bateriei R_B la o temperatură oarecare la aceeași stare de încărcare, se obține cu ajutorul factorului de corecție f_v — figura 2.

Referitor la modificarea rezistenței bateriei funcție de stare de încărcare se precizează că există o diferență între bateria „jumătate încărcată" și „jumătate descărcată". În exploatarea practică a autovehiculelor se poate conta la pornire pe o stare de încărcare situată între aceste două limite, stare definită pînă acum cu $3/4 \div 1/2$ complet încărcată. Pentru a putea defini clar starea de încărcare se folosește în prezent noțiunea de „descărcată parțial" trebuind să se specifice cu ce curent și în cît timp bateria complet încărcată a fost descărcată.

Acest mod de apreciere a stării de încărcare a bateriei este mai avantajos permițînd un control mai riguros al rezistenței bateriei R_B care este influențată de regimul de descărcare (curent și durată). Cu cît curentul de descărcare este mai ridicat cu atît rezistența bateriei crește la același consum de Ah. Valoarea rezistenței bateriei R_B pentru diferite stări de încărcare la temperatură de —18°C se obține cu ajutorul factorului de corecție f_L (figura 3). Atunci valoarea rezistenței bateriei pentru o temperatură și o stare de încărcare oarecare se va obține cu relația :

$$R_B = \frac{(u_o - u_1) \cdot z}{I_p} f_v \cdot f_L, \ [\Omega]. \qquad (5)$$

Pentru bateriile care la descărcarea rapidă la temperatură scăzută au după 30 sec. de la începutul descărcării o tensiune mai mare sau cel puțin egală cu 1,4 V pe element se va utiliza relația :

$$R_B = 0{,}6 \frac{Z}{I_p} f_v \cdot f_L \cdot f_B, \ [\Omega]. \qquad (6)$$

Practica demonstrează că valoarea R_B trebuie corectată cu factorul $f_B = 0{,}91$ avînd în vedere că tensiunea pe celulă poate fi mai mare de 1,4 V.

În practică, în funcție de producător, tensiunea pe celulă a bateriilor la curentul de descărcare la temperatură scăzută specificat, este diferită de 1,4 V (după 30 sec de la începutul descărcării). Pentru calculul rezistenței R_B a acestor baterii este indicată oscilografierea procesului de descărcare rapidă la temperatură scăzută de unde rezultă tensiunea U_p (după 30 sec de la începutul descărcării).

În concluzie relația pentru calculul rezistenței bateriei va fi :

$$R_B = \frac{U_o - U_p}{I_p} f_v \cdot f_L, \ [\Omega]. \qquad (7)$$

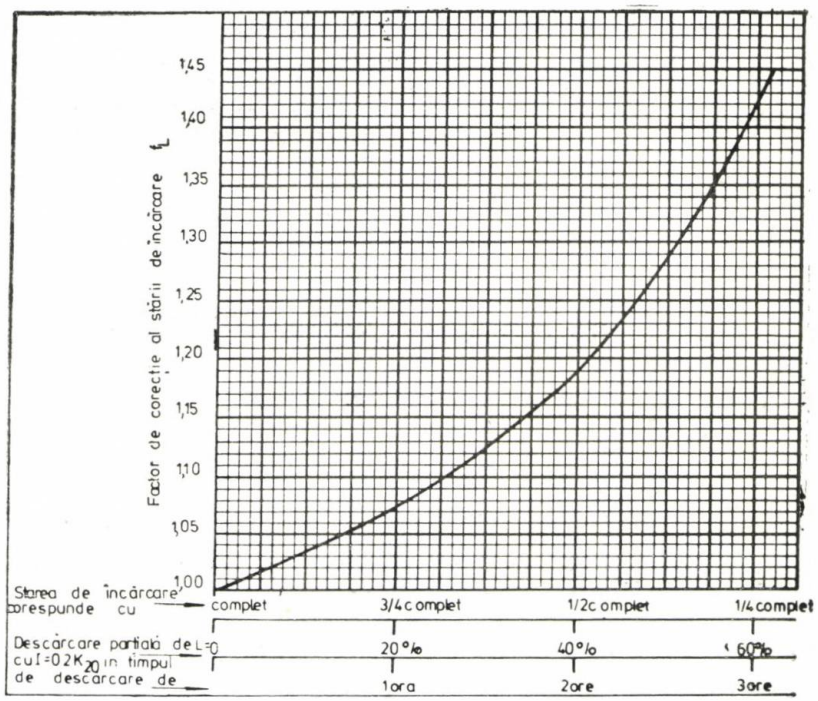


Fig. 3 Factorul de corecție al stării de încărcare în funcție de starea de încărcare a bateriei.

în care :

U_o — tensiunea de repaus extrapolată a bateriei ;

U_p — tensiunea bateriei la descărcarea rapidă la temperatura scăzută după 30 sec de la începutul descărcării.

În concluzie, în funcţie de caracteristicile bateriei, precizate prin norme, catalog, STAS şi datele furnizate de producător, se va stabili modul de calcul adecvat pentru rezistenţa bateriei.

În practica pornirii la rece, s-a dovedit recomandabilă caracterizarea poziţiei tensiunii, prin curentul de sarcină $I_{0,5} \cdot U_o$ curent la care tensiunea bateriei scade la jumătate din valoarea de repaus iar puterea este maximă. Legătura între $I_{0,5} \cdot U_o$ rezistenţa bateriei R_B şi curentul I_p admiţînd că tensiunea de repaus pe element a bateriei este egală cu tensiunea nominală pe element $U_N = 2$ V, este următoarea (figura 4) :

$$\frac{I_{0,5} \cdot U_o}{I_p} = \frac{1V \cdot z}{(2 - u_1) \cdot V \cdot z} \tag{8}$$

Valorile din figura 4 sînt date pentru temperatura de — 18°C şi o baterie complet încărcată.

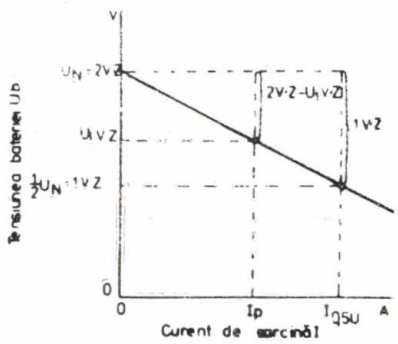


Fig. 4 Indicii bateriei (caracteristici).

Valoarea rezistenţei R_B în funcţie de $I_{0,5U_o}$ este exprimată în relaţia :

$$R_B = \frac{1V \cdot z}{I_{0,5U_o}}, \ [\Omega], \tag{9}$$

sau :

$$I_{0,5U_o} = \frac{1V \cdot z}{R_B}, \ [A]. \tag{10}$$

Pe baza relaţiei (5) pentru o temperatură şi stare de încărcare oarecare se poate scrie :

$$I_{0,5U_o} = \frac{I_p}{(u_o - u_1)} \cdot \frac{1}{f_v \cdot f_L}, \ [A]. \tag{11}$$

În cazul cînd $u_1 \geqslant 1{,}4$ V după 30 sec, relaţia de mai sus devine :

$$I_{0,5U_o} = \frac{I_p}{0{,}6} \cdot \frac{1}{f_v \cdot f_L \cdot f_B}, \ [A]. \tag{12}$$

Valoarea lui $I_{0,5} \cdot U_o$ dă posibilitatea calculului puterii maxime pe care este capabilă să o furnizeze bateria la o anumită temperatură şi stare de încărcare.

Datorită căderilor de tensiune care apar în conductoarele de alimentare, tensiunea la bornele demarorului alimentat de baterie se calculează cu următoarea relaţie :

$$U_s = 2V_z - I\left(\frac{(u_o - u_1) \cdot z}{I_p} \cdot f_v \cdot f_L + R_L\right), \ [V] \tag{13}$$

în care :

U_s — tensiunea la bornele demarorului, [V] ;

R_L — rezistenţa totală a conductoarelor de alimentare [Ω]

Pe baza relaţiilor de mai sus, în funcţie de caracteristicile constructive ale bateriilor, de informaţiile deţinute (date de catalog sau rezultate ale încercărilor), în anumite condiţii concrete de exploatare (stare de încărcare, temperatură), se pot obţine deci valori informative privind puterea pe care este capabilă să o furnizeze bateria demarorului şi se poate trasa caracteristica de tensiune a bateriei $U_b = f(I)$ şi caracteristica tensiunii la bornele demarorului $U_s = f(I)$ în orice situaţie apărută în exploatare. Acestea constituie elemente de bază în calculul de predimensionare a instalaţiilor de pornire electrice ale autovehiculelor.

Demarorul. Caracteristici şi relaţii de calcul

Orice tip de demaror trebuie să îndeplinească următoarele condiţii :

— să se cupleze cu motorul cu ardere internă numai în timpul pornirii ;

— să se decupleze automat după pornirea motorului termic ;

— să asigure la pornire un cuplu şi o turaţie corespunzătoare, pentru condiţiile cele mai grele care pot apărea în funcţionare.

Tipul constructiv al demarorului este determinat de puterea impusă să o dezvolte, relaţiile de calcul fiind aceleaşi. Comportarea în exploatare a demarorului este determinată de curentul principal al demarorului, de elasticitatea tensiunii bateriei şi de rezistenţa sa internă. Tensiunea disponibilă la bornele demarorului U_s este mai mică decît tensiunea bateriei, cu valoarea pierderii de tensiune U_{VL} din conductorul de alimentare.

Deci :

$$U_{VL} = I \cdot R_L, \ [V], \tag{14}$$

unde R_L este rezistenţa conductorului de alimentare şi de retur.

Expresia de calcul pentru U_s este dată de relația (13).

Pentru comportarea demarorului sînt importante următoarele caracteristici :

— caracteristica cuplu - curent — $M=f(I)$;
— caracteristica turație-curent — $n=f(I)$;
— caracteristica putere - curent — $p=f(I)$;

Relațiile dintre cuplul M_s turația de ieșire n_s și puterea motorului p_s la o anumită poziție a tensiunii, determinată de valoarea curentului I_s sînt date în caracteristicile demarorului.

Datorită faptului că demarorul este alimentat de la o sursă de putere finită cu o anumită caracteristică, bateria de acumulatoare — caracteristicile aceluiași demaror vor fi influențate de :

— bateria utilizată pentru alimentare ;
— nivelul de încărcare (descărcare) al bateriei ;
— temperatura la care se găsește bateria și demarorul.

Se observă clar influența puternică pe care o are temperatura asupra puterii și cuplului maxim al demarorului. De asemenea, se constată influența temperaturii asupra tensiunii de repaus a bateriei U_0.

Turația demarorului n_s la p_{smax} este, de asemenea, un indice foarte important pentru selectarea demarorului și a raportului de transmisie între pinionul demarorului și coroana dințată a volantului motorului termic. Alt punct important indicat este U_{sk} — tensiunea la bornele demarorului în caz de scurt-circuit.

De asemenea, este dată curba căderii ohmice de tensiune în demaror (caracteristica de rezistență a demarorului). Se remarcă dependența de temperatură a tuturor caracteristicilor, cu excepția caracteristicii $M=f(I)$.

În general cataloagele de demaroare dau caracteristici ale demarorului pentru una pînă

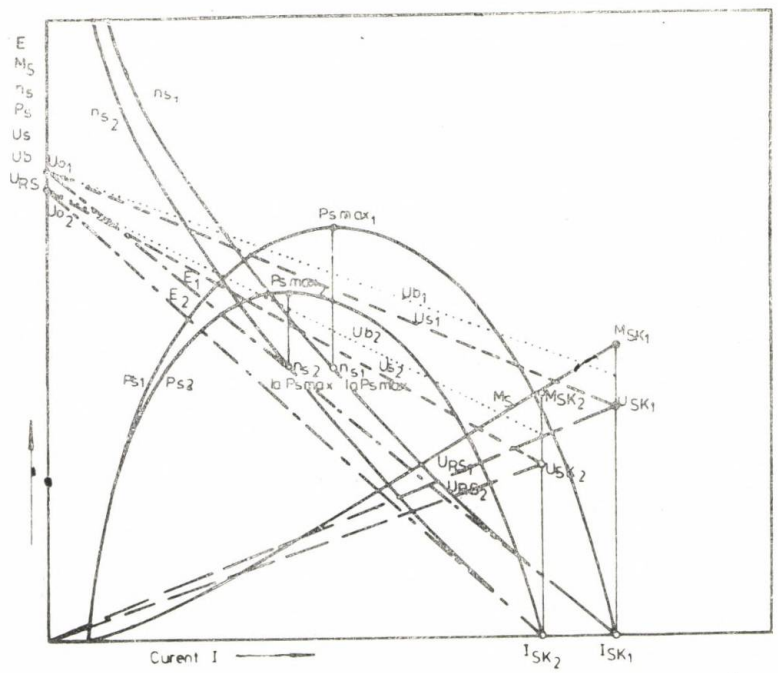


Fig. 5 Caracteristicile demarorului.

În figura 5 sînt indicate caracteristicile teoretice ale unui demaror pentru două temperaturi diferite : pentru +20°C cu indicele 1 și pentru —20°C cu indicele 2, pentru aceeași baterie și stare de încărcare.

Se constată că :

— odată cu creșterea cuplului motor M_s crește absorbția de curent I_s pînă la o valoare maximă I_{ks} — valoarea de scurt-circuit, pentru care cuplul are valoarea maximă M_{sk} ;

— turația demarorului n_s scade de la valoarea de mers în gol la valoarea 0 ;

— curba puterii demarorului p_s prezintă un maxim p_{smax}.

la trei posibilități de echipare cu baterii a aceluiași demaror, pentru o stare de încărcare a bateriei de 3/4 complet încărcat și pentru două temperaturi (de obicei + 20°C și — 20°C). Echiparea cu diferite baterii cu capacități tot mai mari este limitată de stabilitatea termică care se impune în caz de scurt-circuit (culoarea rotorului).

Trasarea caracteristicilor demarorului

În practică apar frecvent situații care impun cunoașterea caracteristicilor demarorului pentru alte temperaturi ale bateriei, cît și ale demarorului însuși și pentru alte valori ale

demarorului însuşi şi pentru alte valori ale rezistenţei conductorului de alimentare; pentru trasarea caracteristicilor în aceste condiţii se procedează astfel :

a) Se trasează curba rezistenţei demarorului R_s pentru temperatura impusă :

Relaţia de calcul a rezistenţei demarorului pentru o temperatură oarecare, este :

$$R_s = \frac{U_{sk}}{I_{sk}}, \ [\Omega], \tag{15}$$

unde :

U_{sk} — tensiunea la bornele demarorului la scurtcircuit, [V] ;

I_{sk} — curentul de scurtcircuit al demarorului, [A].

Cunoscînd valoarea rezistenţei R_s la +20°C şi —20°C (date în catalog) relaţia de calcul a rezistenţei la o temperatură oarecare v este :

$$R_{sv} = R_{s+20} \frac{(R_{s+20} - R_{s-20}) \cdot 20 - v)}{40}, \ [\Omega], \tag{16}$$

în care :

R_{sv} — rezistenţa demarorului la temperatura v, [Ω];

R_{s+20} — rezistenţa demarorului la + 20°C, [Ω] ;

R_{s-20} — rezistenţa demarorului la — 20°C, [Ω] ;

b) Se trasează caracteristica $n = f(I)$ a demarorului la temperatura impusă.

Legătura între tensiunea la bornele demarorului U_s tensiunea electromotoare produsă în înfăşurarea demarorului E şi rezistenţa la bornele demarorului R_s este :

$$U_s = E + I_s \cdot R_s, \ [V], \tag{17}$$

Relaţia de legătură între valorile rezultate din caracteristici notate cu indicele 1) şi cele corespunzătoare în condiţiile impuse v (notate cu indicele 2) la acelaşi curent I_s este :

$$\frac{n_{s2}}{n_{s1}} = \frac{E_2}{E_1} = \frac{U_{s2} - I_s \cdot R_{s2}}{U_{s1} - I_s \cdot R_{s1}} \tag{18}$$

Valoarea tensiunii U_{s2} în anumite condiţii de temperatură, stare de încărcare şi rezistenţă a conductorului de legătură R_L la un anumit curent I_s se calculează cu relaţia (13).

Valoarea pentru R_{s2} se calculează cu relaţia (16) pentru temperatura impusă.

Atunci turaţia la pinionul demarorului n_{s2} în condiţiile impuse se calculează cu relaţia :

$$n_{s2} = n_{s1} \frac{U_{s2} - I_s \cdot R_{s2}}{U_{s1} - I_s \cdot R_{s1}}, \ [\text{rot/min}] \tag{19}$$

Pentru un calcul mai precis (avînd în vedere modificarea tensiunii de repaus a bateriei) se utilizează relaţiile :

$$E = U_o - I_s (R_B + R_L + R_s),$$

atunci : (20)

$$n_{s2} = n_{s1} \frac{U_{o2} - I_s (R_{B2} + R_{L2} + R_{s2})}{U_{o1} - I_s (R_{B1} + R_{L1} + R_{s1})}, \ [\text{rot/min}]$$

semnificaţiile mărimilor fiind date anterior.

c) Odată trasată caracteristica $n = f(I)$ cunoscînd caracteristica $M = f(I)$ (care nu variază cu temperatura) se poate calcula caracteristica $P = f(I)$ pe baza relaţiei :

$$P_s = M_s \cdot n_s, \ [W], \tag{21}$$

unde :

P_s — puterea la arborele demarorului, [W] ;

M_s — cuplul la arborele demarorului, [Nm] ;

n_s — turaţia la arborele demarorului, [rad/sec].

d) Curentul de scurtcircuit al demarorului I_{sk} (intersecţia curbelor $P = f(I)$ şi $n = f(I)$ cu abscisa) se calculează cu relaţia :

$$I_{sk} = \frac{U_o}{R_B + R_L + R_s}, \ [A], \tag{22}$$

Pentru trasarea caracteristicilor demarorului în anumite condiţii, este absolut necesar să fie cunoscute caracteristicile demarorului pentru două temperaturi (cît mai diferite) în condiţiile echipării demarorului cu bateriile propuse de constructor. Deci, indiferent de starea de încărcare a bateriei, de capacitatea acesteia, de temperaturile la care se găsesc bateria şi demarorul (temperaturile pot fi diferite), se pot trasa caracteristicile aproximative ale demarorului în aceste condiţii.

Nu este indicată suprasolicitarea demarorului utilizînd baterii cu capacităţi superioare celor propuse de constructor în scopul creşterii puterii.

Indicaţii pentru calculul instalaţiei de pornire

Premiza pentru selectarea şi dimensionarea instalaţiei de pornire (demaror şi baterie) este ca în afara tipului şi capacităţii cilindrice a motorului termic să se cunoască condiţiile de pornire. Ele se pot defini prin următoarele :

a) Temperatura limită de pornire, adică temperatura cea mai joasă a motorului v_M şi a bateriei v_B la care trebuie să fie posibilă o pornire.

b) Rezistenţa medie inerţială a motorului termic (cuplul motor mediu) M_M la temperatura limită de pornire.

c) Turaţia medie minimă de pornire necesară n_M a motorului la temperatura limită de pornire.

d) Diametrul posibil al coroanei dințate (motor termic) sau numărul de dinți z și modulul m.

e) Tensiunea nominală U_N a instalației de pornire.

f) Tipul bateriei.

g) Rezistența conductorului de alimentare dintre baterie și demaror.

Cu aceste date se pot obține informații pentru instalația de pornire :

— puterea demarorului P_S ;
— cuplul motor al demarorului M_S ;
— turația demarorului n_S ;
— raportul de transmisie i ;
— absorbția medie de curent a demarorului I_S ;
— tensiunea demarorului U_S la curentul I_S ;
— tensiunea bateriei U_b la curentul I_S ;
— curentul de verificare la rece I_p al bateriei ;
— capacitatea bateriei C_{20}.

Temperatura limită de pornire. Este temperatura cea mai joasă la care trebuie să fie posibilă o pornire. Determinarea acesteia se bazează pe :

— condițiile climatice ale zonei de exploatare ;
— criterii economice ;
— criterii funcționale.

La alegerea temperaturii limită de pornire trebuie avut în vedere că necesarul de putere și cheltuielile pentru instalația de pornire cresc mult odată cu scăderea temperaturii limită de pornire.

În urma studiilor întreprinse, în Europa instalațiile de pornire se concep pentru următoarele temperaturi limită de pornire — tabelul 1.

Tabelul 1

Motoare pentru :	Temperatura limită de pornire [°C]
Autoturisme :	—18 până la —25
Autocamioane și autobuze :	—15 până la —20
Tractoare :	—12 până la —15
Motoare de angrenare și generatoare pentru vapoare :	—5
Locomotive diesel :	+5

În calculele de predimensionare a instalației de pornire se consideră că temperatura limită de pornire a motorului v_M este egală temperatura limită a bateriei v_B

În cazuri speciale temperatura bateriei poate totuși să se abată de la temperatura motorului termic, iar calculul se face separat pentru baterie și motor termic pentru temperaturile corespunzătoare fiecăruia.

Rezistența inerțială a motorului termic. Cuplul motor mediu M_M necesar pentru rotirea motorului depinde de :

— capacitatea cilindrică a motorului termic V^h
— vîscozitatea uleiului de ungere v ;

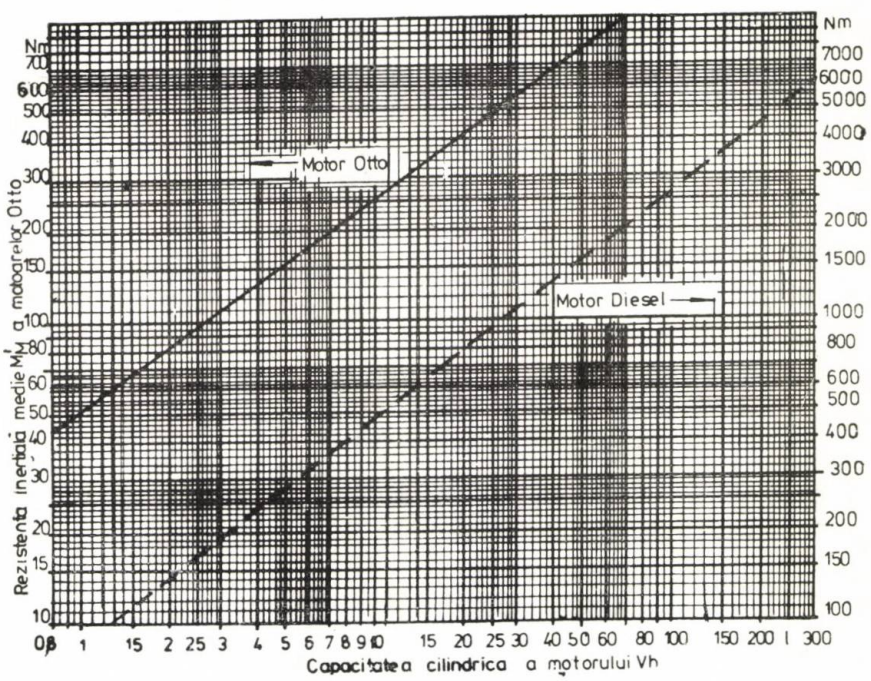


Fig. 6 Rezistența inerțială medie a motoarelor pluricilindrice Otto și Diesel la o vîscozitate a uleiului de 200 cSt. funcție de capacitatea cilindrică a motorului.

— numărul de cilindri ai motorului ;
— raportul între cursă-alezaj ;
— raportul de compresie ;
— turația de regim a motorului n_M;
— momentul inerțial al motorului ;
— sarcini suplimentare (la mașinile cu ambreiaj fix trebuie să se țină cont și de rezistența mașinii antrenate).

Datorită multitudinii de factori care influențează cuplul de pornire M_M determinarea valorii lui este foarte dificilă prin calcul, abaterile fiind mari.

Este preferabil ca firma constructoare de motoare termice să furnizeze datele necesare, rezultate din încercare practică privind pornirea la diferite temperaturi în condițiile utilizării uleiului prescris (în funcție de anotimp și zonă climatică). Aceasta ușurează calculul de predimensionare, rezultatele obținute prezentînd mai puține erori.

În lipsa acestora se recurge la valori obținute pe cale experimentală (prin interpolarea valorilor de încercare a unor motoare asemănătoare).

În figura 6 este specificată valoarea aproximativă a cuplului motor mediu M_M pentru motoare Otto cu raport de compresie de 9 : 1 și pentru motoare diesel cu raport de compresie de aprox. 16 : 1 la o vîscozitate a uleiului de 2000 c St (vîscozitatea uleiului tip SAE 10, la —18°C) în funcție de capacitatea cilindrică a motorului termic. Curbele au fost obținute prin medierea valorilor obținute pe cale experimentală la un număr mare de motoare de diferite tipuri.

Pentru alte vîscozități ale uleiului, cuplul motor obținut din curbe se corectează cu factorul de vîscozitate f_v conform relației :

$$M_M = M'_M \cdot f_v \,, \quad [\text{Nm}]. \qquad (23)$$

Valorile pentru f_v în funcție de vîscozitatea cinematică a uleiului v (funcție de calitatea uleiului și temperatură) sînt date în curbele din figura 7.

Turația medie minimă de pornire a motoarelor cu ardere internă. Turația de pornire depinde în primul rînd de tipul motorului termic (Otto sau diesel). La motoarele Otto cu aprindere de la baterie, se obțin tensiuni mai mari la bujii, la turații scăzute, limita inferioară a turației de pornire fiind determinată de funcționarea pompei de benzină și a carburatorului.

La motoarele diesel turația de pornire are o influență mai puternică datorită faptului că aprinderea se face prin compresie ; dacă turația este redusă, căldura produsă prin comprimarea aerului se transmite cilindrului și nu se mai poate atinge temperatura necesară autoaprinderii amestecului combustibil.

În plus durata procesului de pornire este condiționată de turația de pornire. Cu cît turația de pornire este mai ridicată cu atît durata este mai redusă. Se obișnuiește ca turația de pornire să fie astfel aleasă cînd celelalte condiții sînt îndeplinite, încît punctul A să fie în cotul caracteristicii $t_p = f(np)$, vezi figura 8. Deci, turația minimă de pornire necesară n_M este foarte diferită funcție de tipul de motor și de reglarea instalațiilor care influențează formarea amestecului.

Mai ales la motoarele diesel cu injecție directă, valorile turațiilor minime de pornire sînt foarte dispersate din cauza particularităților camerelor de ardere.

Pornirile grele ale motoarelor termice de temperaturi scăzute, impun echiparea cu auxiliare speciale de pornire (bujii cu incandes-

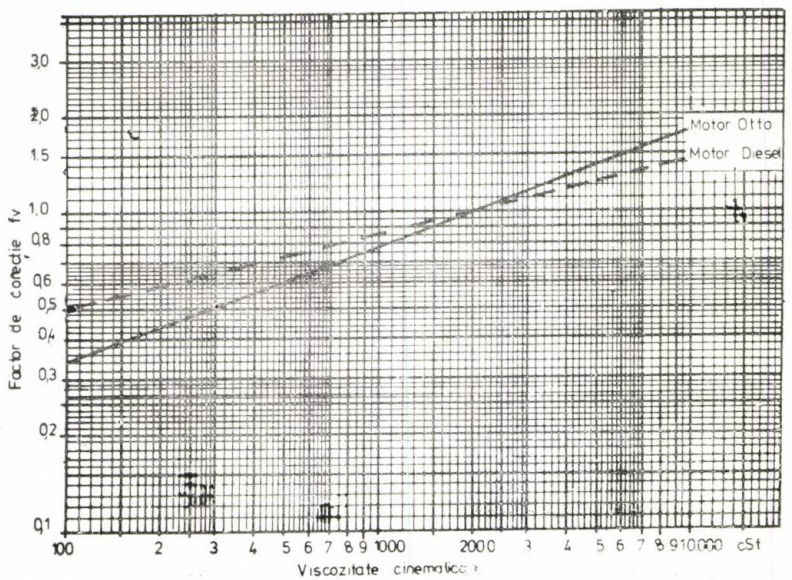


Fig. 7 Factorul de corecție al rezistenței inerțiale a motorului funcție de vîscozitatea uleiului de ungere.

cență, termostartere, instalații pentru preîncălzirea cămășii cilindrilor, a aerului de admisie, etc.).

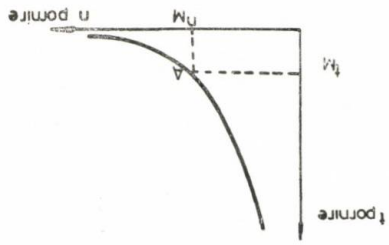


Fig. 8 Caracteristica timp de pornire t_p — funcție de turația minimă de pornire n_M pentru un anumit tip de motor termic.

În urma încercării unui mare număr de autovehicule echipate cu motoare de cele mai diverse tipuri și puteri, prin medierea valorilor obținute s-a ajuns la valorile indicate în tabelul 2.

Raportul de transmisie între pinionul demarorului și arborele coroanei dințate a motorului. În cazul posibilității alegerii libere a raportului de transmisie, turația de regim a demarorului ar trebui să fie aprox. egală cu turația demarorului corespunzătoare maximului puterii.

Raportul optim de transmisie este :

$$i_{opt} \approx \frac{n_{spmax}}{n_M} \approx \frac{Z_2}{Z_1}, \qquad (24)$$

unde :

n_{spmax} — turația de regim a demarorului la maximul curbei de putere, [rot/min] ;

n_M — turația minimă de pornire a motorului cu ardere internă, [rot/min] ;

Z_2 — numărul de dinți al coroanei dințate a volantului ;

Z_1 — numărul de dinți ai pinionului demarorului.

Din motive constructive nu se poate alege întotdeauna raportul optim de transmisie. O abatere de $\pm 10\%$ față de valoarea optimă are o influență scăzută asupra relațiilor de pornire. Depășirea acestui procent duce la o înrăutățire a condițiilor de pornire.

Tensiunea nominală a instalației de pornire. Fără a exista niște limite rigide privind tensiunea nominală a instalației de pornire, care depinde de tipul motorului termic (diesel sau Otto) și de puterea acestuia, situația privind echiparea autovehiculelor pe categorii la ora actuală în lume este următoarea :

— autoturismele sînt echipate cu instalație de 12 V (foarte rar cu 6 V) ;

— tractoarele echipate cu motoare diesel cu o capacitate de pînă la 5 l — tot cu o instalație de 12 V ;

— autocamioanele și autobuzele cu instalația de 12 V sau 24 V. Orice tip de autovehicul cu motor diesel cu o capacitate cilindrică de peste 6 l este echipat obligatoriu cu o instalație de 24 V ; aceasta este, de asemenea, preferată în cazul cînd distanța între baterie și demaror este mai mare, pierderile de tensiune manifestîndu-se mai puțin dezavantajos în acest caz.

Echiparea autovehiculelor cu instalație mixtă 12/24 V nu mai este justificată la ora actuală datorită prețului de cost mai ridicat al aparaturii necesare.

Tensiunile propuse pentru instalația de pornire au avut în vedere condițiile de temperatură cele mai grele care pot apărea în exploatare, în funcție de tipul autovehiculului.

Conductorul principal al demarorului. Problema dimensionării corecte a conductorului principal al demarorului și a conductorului de retur are o mare influență asupra procesului de pornire avînd în vedere curenții mari care apar. Secțiunea conductoarelor se determină avînd în vedere stabilitatea termică și limitarea pierderilor de tensiune în circuitul de alimentare. Pînă nu de mult se considera că scăderea rezistenței bateriei la

Tabelul 2

Tipul motoarelor	Temperatura de pornire °C	Turația minimă de pornire n_M min — 1
Motoare Otto cu injecție	—18 pînă la —25	60 pînă la 80
Motoare Otto cu carburator		60 pînă la 100
Motoare diesel cu antecameră și cameră turbionară	—15 pînă la —20	100 pînă la 200
Motoare diesel cu antecameră, cameră turbionară, cu bujii incandescente		60 pînă la 100
Motoare diesel cu injecție directă, fără auxiliar de pornire		80 pînă la 200
Motoare diesel cu injecție directă, cu auxiliar de pornire		60 pînă la 140

o temperatură ridicată este compensată de creşterea rezistenţei conductorului de alimentare ; compensarea era considerată valabilă şi pentru temperatură scăzută, astfel încît era indiferent pentru ce temperatură se făceau calculele de dimensionare a conductorului de alimentare.

Practica a demonstrat că această ipoteză a compensării nu corespunde realităţii, calculul urmînd să se facă pentru valoarea curentului de scurtcircuit al demarorului la temperatura de +20°C — $I_{sk_{+20}}$ pentru autovehiculele destinate funcţionării în condiţii climatice temperate.

Valoarea lui $I_{sk_{+20}}$ se obţine din caracteristicile demarorului (cînd este posibil) sau din calcul.

În principiu pentru curentul de scurtcircuit la o temperatură oarecare este valabilă relaţia (22).

Relaţia pentru calculul tensiunii la bornele demarorului U_s la un curent oarecare este :

$$U_s = U_o - I_s (R_B + R_L), \text{ [V]}, \tag{25}$$

sau :

$$R_B + R_L \frac{U_o - U_s}{I_s}, \text{ [}\Omega\text{]}. \tag{26}$$

Dacă considerăm că R_B nu variază în funcţie de curentul cedat de baterie, atunci valoarea obţinută în ultima relaţie este valabilă şi pentru cazul de scurtcircuit. Atunci, valoarea curentului de scurtcircuit la o temperatură oarecare v notat cu I_{skv} va avea următoarea expresie, (vezi relaţia 22) :

$$I_{skv} = \frac{U_o}{R_{sv} + \dfrac{U_o - U_s}{I_s}}, \text{ [A]}, \tag{27}$$

semnificaţia fiind cea dată anterior. Valorile necesare pentru calcul se obţin cu relaţiile (13) şi (16).

Dacă se ia căderea admisibilă la o temperatură de pornire U_{VLtot} atunci rezistenţa admisibilă a buclei de alimentare R_L devine :

$$R_{Lv} = \frac{U_{VLtot}}{I_{skv}}, \text{ [}\Omega\text{]}, \tag{28}$$

iar, R_{Bv} va fi :

$$R_{Bv} = \frac{U_o - U_s}{I_s} - \frac{U_{VLtot}}{I_{skv}}, \text{ [}\Omega\text{]}, \tag{29}$$

Pe baza relaţiei (5) se poate scrie :

$$R_{B+20} = R_{Bv} \frac{f_v + 20}{f_v}, \text{ [}\Omega\text{]}, \tag{30}$$

unde :

R_{B+20} — rezistenţa bateriei la +20°C, [Ω] ;
R_{Bv} — rezistenţa bateriei la v°C, [Ω].

Considerăm neglijabilă variaţia tensiunii de repaus a bateriei U_o în funcţie de temperatură ; pe baza relaţiei (22).

Se poate scrie :

$$I_{sk_{+20}} = I_{skv} \frac{R_{Bv} + R_{sv} + R_{Lv}}{R_{B_{+20}} + R_{S_{+20}} + R_{L_{+20}}}, \text{ [}\Omega\text{]}, \tag{31}$$

în care :

R_{Bv} — conform relaţiei (29) ;
$R_{B+.0}$ — conform relaţiei (20) ;
R_{sv} — conform relaţiei (16) ;
R_{Lv} — conform relaţiei (27).

Practic se poate considera $R_{Lv} = R_{L+20}$ deoarece influenţa modificării rezistenţei conductorului de alimentare în funcţie de temperatură e neglijabilă în comparaţie cu cea a rezistenţei bateriei.

Secţiunea conductorului de alimentare se calculează :

a) ţinînd cont de stabilitatea termică cu relaţia :

$$qw = \frac{I_{sk+20}}{i_{Ladm}}, \text{ [mm}^2\text{]}, \tag{32}$$

în care :

qw — secţiunea conductorului, [mm²] ;
i_{Ladm} — densitatea de curent admisibilă pe termen scurt.

Se propune :

$$i_{Ladm} = 30 \text{A/mm}^2$$

b) ţinînd cont de căderea admisibilă de tensiune :

$$qv = \frac{\rho \cdot l \cdot I_{sk+20}}{Uv_L}, \text{ [mm}^2\text{]}, \tag{33}$$

unde :

qv — secţiunea conductorului, [mm²] ;
ρ — rezistivitatea, [Ω mm²/mm] ;
L — lungimea conductorului de „+" (baterie-demaror), [m].

Valoarea admisă pentru rezistivitate este $\rho = 0{,}018$ Ω mm²/m.

Pentru U_{V_L} se admite o valoare de cel mult egală cu 4% din tensiunea nominală, adică : $U_{V_L} = 0{,}04\ U_N$

$$qv = 0{,}45 \frac{l \cdot I_{sk+20}}{U_N}, \text{ [mm}^2\text{]}. \tag{34}$$

Secţiunea conductorului de „+" va fi impusă de valoarea cea mai ridicată rezultată din relaţiile (32) şi (34). Pentru a evita, în cazul conductoarelor lungi, secţiuni exagerat de mari, uneori se admit căderi de tensiune mai mari decît 4%.

Conductorul de comandă a demarorului. Pentru a asigura o mai bună funcționare a demarorului este necesar să se limiteze căderea de tensiune care apare pe conductorul de comandă — între întrerupătorul de comandă și borna 50 a demarorului. Dacă tensiunea limită inferioară la borna 50 este impusă de constructor, dimensionarea circuitului se va face corespunzător pentru curentul dat. Pentru cazul cînd producătorul nu impune o valoare limită, secțiunea conductorului de comandă se calculează cu relația :

$$qv_c = \frac{\rho L_c \cdot I_c}{U_{Vc}} = 0{,}018 \frac{l_c \cdot I_c}{U_{Vc}}, \ [\text{mm}^2], \quad (35)$$

în care :

qv_c — secțiunea conductorului, [mm²] ;
L_c — lungimea conductorului, [m] ;
I_c — curentul de comandă, [A] ;
U_{Vc} — căderea de tensiune admisă, [V].

în funcție de tensiunea nominală valorile pentru U_{Vc} sînt date în tabelul 3.

Tabelul 3

Tensiunea nominală la + 20°C		12 V	24 V
Căderea de tensiune pentru demaroare cu înfășurare de	acționare și menținere	2,4 V	2,8 V
	acționare	1,4 V	2 V

Pentru cazul conductelor de lungime mare căderea de tensiune totală (conductoare, legături) trebuie să nu depășească valorile din tabelul 4.

Tabelul 4

Tensiunea nominală la + 20°C		12 V	24 V
Căderea de tensiune totală U_V + pentru demaroare cu înfășurare de	acționare și menținere	2,8 V	3,5 V
	menținere	1,7 V	2,5 V

Concluzii

Pentru calculul de predimensionare al instalației de pornire prezentat mai sus este necesar un volum mare de date referitoare la caracteristicile de pornire ale motorului termic și la condițiile de temperatură și exploatare a autovehiculului.

În practică în marea majoritate a cazurilor producătorul motorului termic nu furnizează date referitoare la pornirea la temperatură scăzută ; limitele privind variația temperaturii sînt de asemenea, greu de precizat.

În această situație, apare oportună utilizarea diagramelor și tabelelor prezentate, rezultate în urma testării unui mare număr de autovehicule de cele mai diverse tipuri constructive și cu o gamă largă de puteri.

Fără a fi legate de particularitățile constructive și referindu-se la motoare moderne (de mare turație și grad ridicat de compresie) ele pun la dispoziție un material indispensabil calculului.

În cazul cînd producătorul pune la dispoziție datele necesare calculului, rezultatele obținute vor fi mai precise.

În ambele cazuri însă se impune verificarea soluției din calculul prin încercări practice pe autovehicule sau în camera frigorifică.

Mai ales la autovehiculele prevăzute pentru fabricarea în serie trebuie ca instalația de pornire să fie perfect acordată la condițiile respective. Aceasta asigură economicitatea soluției și condiții corespunzătoare în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Cristea, M.* : Echipament electric pentru automobile. Editura didactică și pedagogică, București, 1962.
[2] *Borovskih, I.U.T.* : Electrooborudovanie avtomobilei. Izd. Tractor — Moskva, 1971.
[3] * * * : Catalog Bosch VDT — B 6/1 — Startanlagen Technische Beschreibung.
[4] * * * : Catalog Bosch VDT B 6/3 — Berechnung der Startanlagen.
[5] * * * : Catalog Bosch VDT B 6/6 — Starter für Nutzfahrzeuge.
[6] * * * : Catalog Bosch M 6/5 — Starter.
[7] * * * : DIN 72311 — Starterbatterien zum Anlassen, Beleuchten und Zünden Prüfung.
[8] * * * : Modification No. 1 A la publication 95—1 de la Cei . Batteries d'accumulateur de démarage au plumb.
[9] * * * : Normalizzatione Fiat 9.95209.
[9] * * * : Normalizzatione Fiat 9.95209. Accumulatori electrici per autoveiccoli.
[10] * * * : STAS 444/1—74 Baterii de acumulatoare acide cu plumb pentru autovehicule. Condiții tehnice de calitate.
[11] *Pădure, M.* : Încercarea bateriilor de acumulatoare de 110, 88 și 77 Ah. conf. STAS 444/1—74. Lucrare I.C.P.A.T. Brașov.

CZ : 629.114.2 : 624.002.5

Program de utilizare a unei familii de punți motoare pentru tractoare și utilaje de construcții

Dr. ing. Nicolae **PETRESCU**, ing. Ioan **STANCIU**, ing. Ștefan **VEN** — I.C.P.A.T. — Brașov

În acțiunea de realizare în țară a unor subansambluri componente ale autovehiculelor și tractoarelor, subansambluri importate pînă în prezent, s-a pus problema asimilării în fabricație în țară a unei familii de punți motoare nedirectoare pentru tractoare și utilaje de construcții.

Pe plan mondial, producția de punți motoare utilizabile pe tractoare și utilaje de construcții este destul de restrînsă, însuși domeniul tractoarelor industriale pe roți fiind apanajul doar a cîtorva țări, iar fabricația lor fiind dată destul de recentă. Putem aminti astfel firmele Clark (S.U.A.) și Z.F. (R.F.G.) specializate în fabricația punților motoare pentru orice tip de utilizare și aproape în orice variantă dorită ca și producători de punți din U.R.S.S., Polonia (în licență Clark), Jugoslavia etc. cu game mai restrînse de tipodimensiuni.

Începînd din acest an, țara noastră se aliniază producătorilor de punți, cu o familie de punți motoare nedirectoare pentru tractoare industriale, tractoare agricole de putere mare și utilaje de construcții. Gama de putere pe care o acoperă această familie de punți este de la 80 la 360 CP, cu o încărcare statică pe punți cuprinsă între 6 000 și 33 000 Kgf.

Pentru acoperirea acestor game de puteri și de încercări, s-a prevăzut realizarea a patru tipodimensiuni de punți, cu sarcina admisibilă pe punte la o viteză de deplasare a utilajului de 6 Km/h : 70 ; 90 ; 150 și 300 KN.

S-a prevăzut, de asemenea, posibilitatea realizării unor variante constructive, cu un grad cît mai mare de unificare a reperelor. Astfel s-a prevăzut posibilitatea realizării unei game de rapoarte de transmitere totale de la 18 la 26, gamă normală pentru utilajele avute în vedere, ca și posibilitatea realizării punților față sau spate, a diverselor tipuri de antrenare a punții, de fixare a ei ca și diverse grade de echipare.

Punțile proiectate, asemănătoare din punct de vedere al concepției sînt formate din următoarele subansambluri :

— grupul conic — cu dantură curbă Gleason, cu posibilități de folosire a danturii hipoide ;

— diferențial — în frecare mărită realizată cu discuri de frecare, diferențial cu roți conice cu dinți drepți ;

— reductoare planetare în roți — cu intrarea mișcării prin roata solară și cu coroana fixă. Danturi cu dinți drepți, sateliți pe rulmenți cu ace cu inele exterior și interior ;

— frîne disc, acționare hidraulică ;

— frîne de parcare disc, acționare mecanică ;

— carcase turnate din fonte cu grafit nodular ;

— grinda punții turnată din OT 55—2.

Punțile motoare din această gamă se folosesc pe tractoare industriale ca buldozere, încărcătoare frontale, pe tractoare agricole articulate sau pe alte utilaje speciale de construcții.

La proiectarea familiei de punți și a componentelor punților s-au avut în vedere următoarele criterii :

1. Obținerea punților la un preț de cost cît mai redus, acțiune realizată prin :

— unificare a concepției de proiectare ;

— realizarea unui grad înalt de unificare în cadrul familiei de punți — 72% repere refolosite pentru realizarea a 12 tipodimensiuni de punți ;

— unificarea tehnologică la realizarea reperelor punților ;

— reducerea diversificării sortimentelor reperelor normalizate sau a materialelor.

2. Corelarea dimensiunilor cu solicitările reale.

Pentru proiectare s-au folosit, atît pentru elementele solicitate la încovoiere cît și la cele solicitate la torsiune, componenta statică teoretică determinată pe puntea cea mai solicitată și componenta variabilă determinată din accelerațiile verticale și orizontale pentru tractoarele industriale, accelerații determinate în condiții normale de lucru și reduse la un ciclu sinusoidal. Spectrele de solicitare pentru fiecare tipodimensiune sînt prezentate în tabelul 1.

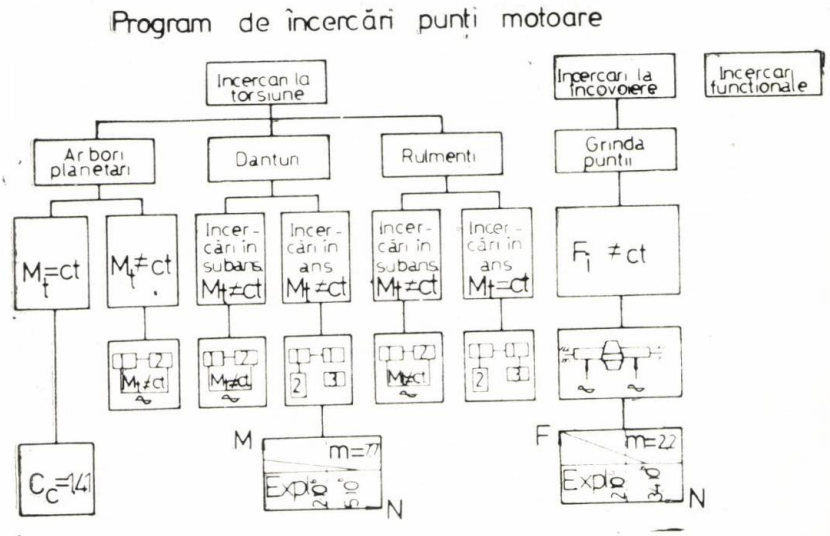
Tabelul 1

Tip punte	Solicitări la încovoiere (kgf)		Solicitări la torsiune (cuplu la o roată (kgf)	
	Static	Dinamic	Static	Dinamic
70 KN	7.000	7.000±2.100	800	800±540
90 KN	9.000	9.000±2.700	1.400	1.400±950
150 KN	15.000	15.000±4.500	2.200	2.200±1.450
300 KN	30.000	30.000±9.000	4.600	4.600±

Încercările punților

Încercările care se efectuează cu punțile motoare se fac atît pe standuri specializate cît și pe tractoare, în condiții normale de lucru. Încercările pe standurile de probe, încercări accelerate se fac după schema prezentată în anexa 1.

Din curbele trasate, se poate constata, că pentru sarcina din exploatare avută în vedere pentru mărimea de punte testată, sarcină determinată de noi prin măsurători pe tractoarele care sînt echipate cu aceste punți, rezistența la solicitări variabile este infinită, iar exponenții curbei Wöhler au valori normale pentru acest tip de construcție.



Anexa 1

Încercările s-au efectuat pe standuri special concepute pentru încercări accelerate. Dispunem la ora actuală de un stand cu circuit deschis pentru încercări cu punți complet asamblate sau cu subansamblurile punții, încercarea accelerată făcîndu-se prin mărirea sarcinii de încercare. De asemenea, folosim un stand de încercări la solicitări variabile, Schenck, pe care se pot încerca subansamble sau elemente ale punților, cu o frecvență foarte mare.

Încercările la încovoiere se execută pe un stand special pentru încercări la oboseală a grinzilor de punți.

Pentru trasarea curbelor Wöhler s-au efectuat mai multe probe pe diverse nivele de solicitare, nivele superioare punctului cu durabilitate infinită.

Probele vor fi continuate pentru a putea determina rezistența la oboseală și a componentelor care în încercările din prima fază nu au prezentat ruperi. De asemenea, se urmărește în exploatare un lot de tractoare echipate cu punți motoare românești, în vederea studierii comportării lor în condiții de exploatare normală.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Nădășan, S.*: „Oboseala metalelor". Editura tehnică, București, 1962.

[2] *Ponomarev, V. A.*: „Calculul de rezistență în construcția de mașini". Editura tehnică, București, 1964.

[3] *Juvinall, R.*: „Stress, strain, strengts". Mc Graham — Hill Book Company New York, 1967.

[4] *Niemann, G.*: „Maschinenelemente, Entwerfen, Berechnen und Gestalten im Maschinenbau. Springer Verlag, Berlin, 1965.

[5] * * *: Alegerea oțelurilor pentru construcții. Catalog ICEM, 1973.

CZ : 629.114.2 : 631.372

Studiu asupra modificării bilanțului de tracțiune la tractoarele pe șenile în funcție de presiunea medie pe sol

Dr. ing. Dan **DĂSCĂLESCU**, dr. ing. Mircea **ZUGRĂVEL**, dr. ing. Radu **GAIGINSCHI** — Institutul Politehnic Iași

În prezenta lucrare se studiază, pe cale experimentală, posibilitățile de îmbunătățire a bilanțului de tracțiune la tractoarele agricole pe șenile, prin modificarea presiunii medii pe sol.

Metoda de cercetare

Pentru efectuarea experiențelor, a fost folosit un tractor SM-445 din producția de serie, dotat cu un motor tip D 116. Tractorul a fost echipat succesiv cu șenile, avînd lățimi de 180 ; 250 ; 310 și 360 mm. Valorile presiunii medii pe sol ce corespund celor 4 variante de șenilă, sînt respectiv 0,53 ; 0,39 ; 0,322 și 0,282 daN/cm².

Forța de tracțiune a tractorului a fost determinată cu ajutorul unui dinamograf hidraulic în viteza de deplasare cu ajutorul unui dispozitiv tip roata a 5-a. Au fost determinate puterile de tracțiune maxime la deplasarea cu vitezele I-a și II-a, și nominale, la deplasarea cu vitezele III, IV și V pe sol tare.

În timpul deplasării tractorului, puterea pierdută prin frecare are aceeași valoare, indiferent de presiunea medie pe sol. Întrucît tractorul se deplasează pe teren orizontal, singurele componente ale bilanțului de tracțiune rămîn puterea consumată pentru învingerea rezistenței la rulare și puterea de tracțiune.

În figura 1 se prezintă variația puterii maxime de tracțiune pentru treptele de viteze I-a și a II-a, precum și variația puterii de tracțiune nominale pentru treptele de viteze de lucru (III, IV și V). Se remarcă faptul că, prin reducerea presiunii medii pe sol de la valoa-

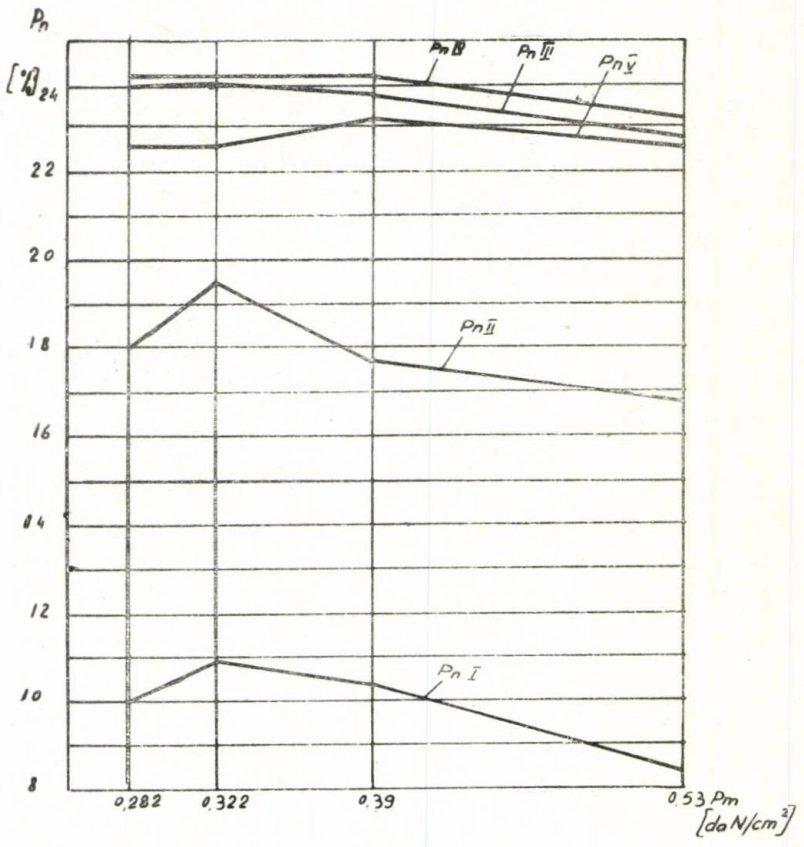


Fig. 1 Variația puterii maxime de tracțiune și a puterii de tracțiune nominale.

rea 0,53 daN/cm² la 0,322 daN/cm², puterea de tracțiune se mărește, deci bilanțul de tracțiune este optim la valoarea presiunii medii pe sol de 0,322 daN/cm².

În figura 2 este reprezentată variația puterii de tracțiune la treptele de lucru (III, IV și V) la sarcini parțiale ce corespund la aproximativ 80% din forțele la care se realizează

determină micșorarea adîncimii de deformație a solului și a forței de rezistență la rulare, rezultînd astfel micșorarea puterii rezistente la rulare.

Concluzii

Variația presiunii medii pe sol prin varierea lățimii șenilei, determină modificarea bilanțului de tracțiune al tractorului.

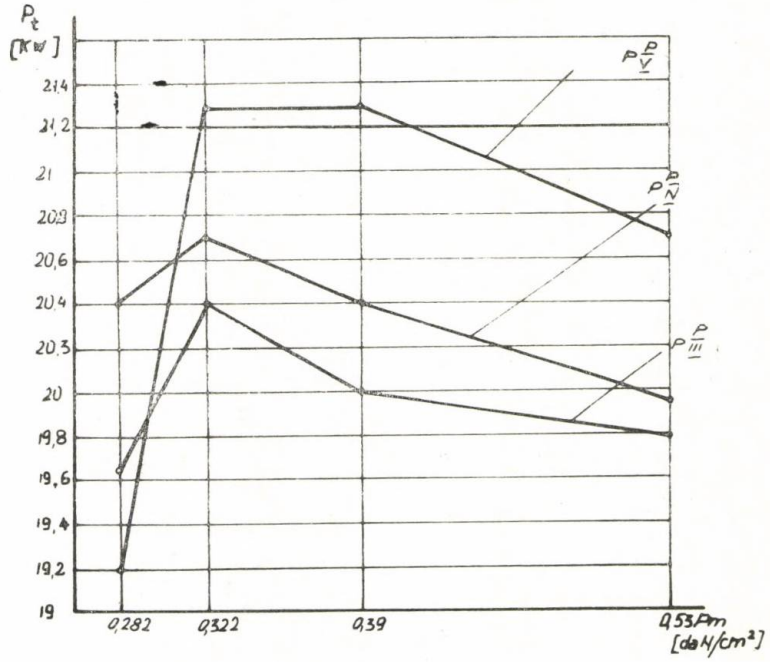


Fig. 2 Variația puterii de tracțiune a sarcinii parțiale.

puterile de tracțiune nominale. Valorile au fost determinate de pe graficele caracteristicilor experimentale de tracțiune construite după datele obținute prin experiențe [2].

Se poate remarca faptul că, la presiunea medie pe sol de 0,322 daN/cm², valorile puterii de tracțiune sînt maxime, de unde rezultă că bilanțul de tracțiune este optim la această valoare a presiunii medii pe sol. Creșterea puterii de tracțiune prin reducerea presiunii medii pe sol de la 53 daN/cm² la 0,322 daN/cm² se datorește reducerii puterii pierdute prin rulare. Într-adevăr, reducerea presiunii medii pe sol pînă la o anumită valoare (0,322 daN/cm²)

Bilanțul de tracțiune la tractoarele ușoare (tip SM-445) este optim la presiunea medie de 0,322 daN/cm², în cazul funcționării cu forțe mari de tracțiune și viteze reduse.

Bilanțul de tracțiune la sarcini parțiale (80%), în cazul deplasării cu vitezele de lucru, este optim la presiune medie pe sol de 0,322 daN/cm².

BIBLIOGRAFIE

[1] *Barba, V.:* Studii și cercetări privind stabilirea metodelor de măsurare și execuție a măsurătorilor complexe la tractoare, mașini și instalații agricole. Lucr. st. ICMA, vol. XI, București.

[2] *Dăscălescu, D.:* Influența presiunii medii pe sol asupra performanțelor de tracțiune ale tractoarelor agricole pe șenile. Disertație. Brașov, 1974.

[3] *Nițescu, Gh.:* Tractoare. Ed. didactică și pedagogică, București, 1968.

Cadru de rezistență pentru tractoarele S 1300 și S 1500

Ing. Mircea **SORCOIU**, ing. Remus **MÂNZARIU**, ing. Florin **CONSTANTIN**
— Universitatea Brașov — I.C.P.A.T. — Brașov

Introducere

După cum este cunoscut tractoarele pe șenile S 1300 și S 1500 sînt mult folosite în industrie, construcții, amenajări și în general oriunde este necesară folosirea unui agregat de putere mare sau cu aderență sporită. Din acest motiv ele sînt uneori utilizate la diferite lucrări ce se execută în pante. Constructiv aceste tractoare au o masă mare, suprafața de așezare mare, centru de greutate coborît, ceea ce conduce la o stabilitate foarte bună. Dar în anumite cazuri se produce răsturnarea transversală a acestor tractoare și pe pante relativ reduse în comparație cu panta critică, limită de răsturnare (este vorba de deraparea laterală pe sol înghețat și întîlnirea unor obstacole cu înălțime mică).

Tractoarele în discuție, executate conform documentației de serie, sînt prevăzute cu o cabină de protecție, care însă nu asigură integritatea corporală a tractoristului, în eventualitatea unei răsturnări cu mai mult de 90°, ceea ce poate avea drept consecință accidentarea gravă a tractoristului.

Pentru a preîntîmpina deficiențele mai înainte semnalate, I.C.P.A.T. — Brașov a proiectat, executat și încercat o structură de rezistență pentru protecția tractoristului, în eventualitatea unor răsturnări în cazul lucrului cu tractorul în condiții de pantă și pe teren înghețat.

Soluția constructivă și metoda de calcul

Întrucît reproiectarea cabinei (structural, fonic și estetic) este costisitoare (ținînd cont de numărul redus de tractoare care lucrează în condițiile amintite), s-a recurs la o soluție de compromis și anume un schelet de rezistență montat pentru cabină. Scheletul trebuie să asigure protecția tractoristului în cazul unor răsturnări longitudinale pe pante de maximum 20° și a unor răsturnări transversale de maximum 18°, la o aderență a terenului situată în limitele $\varphi = 0{,}2 \div 0{,}3$, obținută pe teren înghețat.

Cadrul nu trebuie să stînjenească accesul în cabină, vizibilitatea tractoristului și să nu depășească gabaritele legale de transport pe drumurile publice și căile ferate. Pentru proiectarea scheletului s-a pornit de la următoarele considerente :

— masa mare a tractorului necesită o construcție foarte rigidă deci folosirea profilelor închise ;
— calculul trebuie făcut cît mai aproape de domeniul plastic pentru a folosi mai bine materialul și a nu supradimensiona construcția ;
— cadrul trebuie să fie cît mai îngust pentru a nu avea suporți de prindere masivi iar în cazul unei răsturnări transversale, partea de sus a șenilei să fie aceea care să preia prima șocul.

În urma discuțiilor cu beneficiarul s-a ales pentru schelet țeava ∅ 76 x 8 din OLT 35. În cazul răsturnării tractorului, care duce la deformarea cabinei, trebuie să se asigure tractoristului un spațiu minim. Acest spațiu de siguranță este determinat prin STAS 8437—69. În cele ce urmează s-a calculat deformarea liniară a scheletului verificînd dacă prin aceasta este afectat spațiul de siguranță.

Pentru ușurarea calculului s-au admis următoarele ipoteze simplificatoare (care au drept consecință obținerea unui coeficient de siguranță real mai mare decît cel teoretic) :

— modulul de plasticitate este nul ;
— barele sînt nedeformabile ;
— colțurile cadrului se comportă ca niște articulații plastice ;
— forța care se aplică este prin șoc ;
— scheletul este echivalent cu două cadre dublu încastrate.

Specificul problemei cere folosirea metodei energetice, echivalînd energia de impact cu lucrul mecanic de deformație. Energia de impact se dezvoltă prin răsturnarea tractorului. În felul acesta centrul de greutate coboară cu ΔH.

$$E_c = G \cdot \Delta H$$

$$L_c = \frac{1}{2} \cdot (2P) \cdot \Delta l = P \cdot \Delta l$$

$$E_c = L_c$$

unde :

E_c — energia de impact ;
G — greutatea de calcul ;
ΔH — coborîrea centrului de greutate ;
$2P$ — forța de impact ;
Δl — deformarea liniară a scheletului.

Pentru ușurarea calculului s-a asimilat scheletul cu două cadre dublu încastrate conform schemei din figura 1.

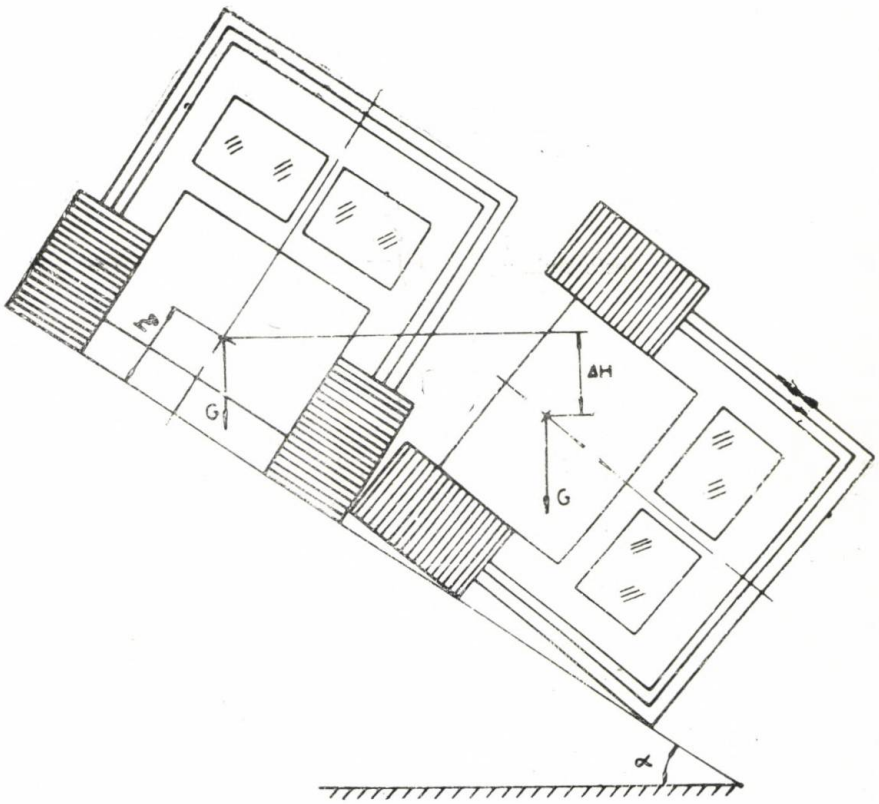


Fig. 1 Reprezentarea schematică a cadrului de rezistență montat pe tractor în timpul răsturnării.

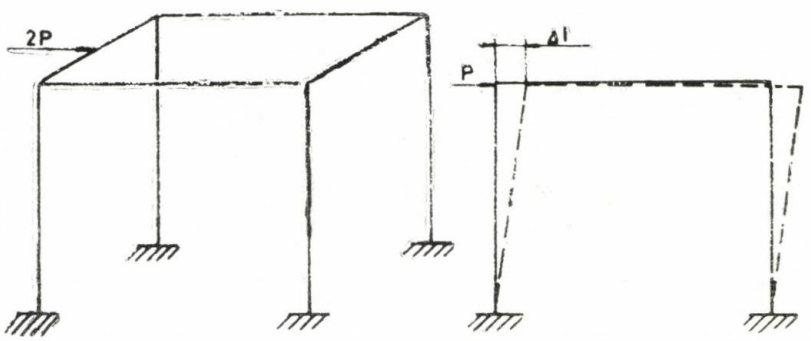


Fig. 2 Reprezentarea simplificată sub formă de model de calcul, a cadrului de rezistență.

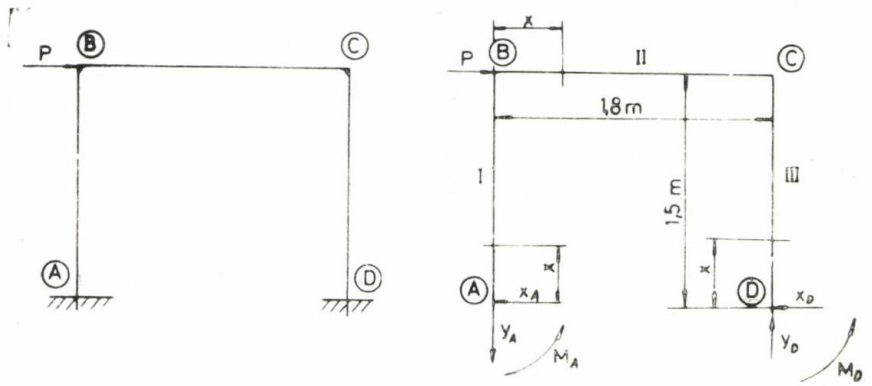


Fig. 3 Reprezentarea simplificată sub formă de model de calcul a cadrului de rezistență supus solicitărilor.

Pentru a determina momentul încovoietor din colțurile cadrului s-a considerat modelul de calcul plan din figura 2.

Cadrul este de trei ori static nedeterminat. Ridicarea nedeterminării se face folosind teorema lui Castigliano.

În locul de încastrare:

$U_A = 0$, deplasarea după forța X_A este nulă;
$V_A = 0$, deplasarea după forța Y_A este nulă;
$\varphi_A = 0$, rotirea în încastrarea A este nulă;

Conform teoremei lui Castigliano deplasările și rotirile în încastrarea A sînt definite de relațiile (4):

$$V_A = \frac{\delta L}{\delta y A} = \frac{1}{EI} \sum \int Mi \frac{\delta Mi}{\delta y A} dx$$

$$U_A = \frac{\delta L}{\delta X A} = \frac{1}{EI} \sum \int Mi \frac{\delta Mi}{\delta X A} dx$$

$$\varphi_A = \frac{\delta L}{\delta M A} = \frac{1}{EI} \sum \int Mi \frac{\delta Mi}{\delta M A} dx$$

pentru: $U_A = 0$

$$U_A = \frac{1}{EI}\left[\int_0^{1,5}(X \cdot X_A - M_A)x dx + \int_0^{1,8}(1,5X_A - \right.$$

$$- Xy_A - M_A)\cdot 1,5 dx + \int_0^{1,5}(1,5P - X\cdot P + $$

$$\left. + XX_A - 1,8y_A - M_A)\cdot x dx\right] = 0$$

efectuînd acest calcul se obține:
pentru: $V_A = 0$

$$V_A = \frac{1}{EI}\left[\int_0^{1,8}(1,5X_A - Xy_A - M_A)(-x)dx + \right.$$

$$+ \int_0^{1,5}(1,5P - XP + XX_A - 1,8y_A - $$

$$\left. - M_A)(-1,8)dx\right] = 0$$

rezultă:

$$16,5X_A - 25,2y_A - 1,6M_A + 7,5P = 0$$

pentru: $\varphi_A = 0$

$$\varphi_A = -\frac{1}{EI}\left[\int_0^{1,5}(X\cdot X_A - M_A)dx + \int_0^{1,8}(1,5X_A - \right.$$

$$- Xy_A - M_A)\ x + \int_0^{1,5}(1,5P - xP + xX_A - $$

$$\left. - 1,8y_A - M_A)dx\right] = 0$$

rezultă:

$$33X_A - 28,8y_A - 3,2M_A + 7,5P = 0$$

În final rezultă sistemul format din 6 ecuații (3 ecuații din statică, 3 ecuații din condițiile de mai sus) cu 6 necunoscute: X_A; Y_A; M_A; X_o; Y_o M_D.

$$\begin{cases} \Sigma_{xi} = 0 & P - X_A - X_D = 0 \\ \Sigma_{yi} = 0 & Y_D - Y_A = 0 \\ \Sigma M_{iD} = 0 & 1,5P - 1,8Y_A - M_A - M_D = 0 \\ U_A = 0 & 28X_A - 19,8Y_A - 2,2M_A + 2,5P = 0 \\ V_A = 0 & 16,5X_A - 25,2Y_A - 1,6M_A + 7,5P = 0 \\ \varphi_A = 0 & 33X_A - 28,8Y_A - 3,2M_A + 7,5P = 0 \end{cases}$$

După rezolvarea sistemului se obține:

$$X_A = X_D = 0,5P$$

$$Y_A = Y_D \cong 0,348P$$

$$M_A = M_D \cong 0,437P$$

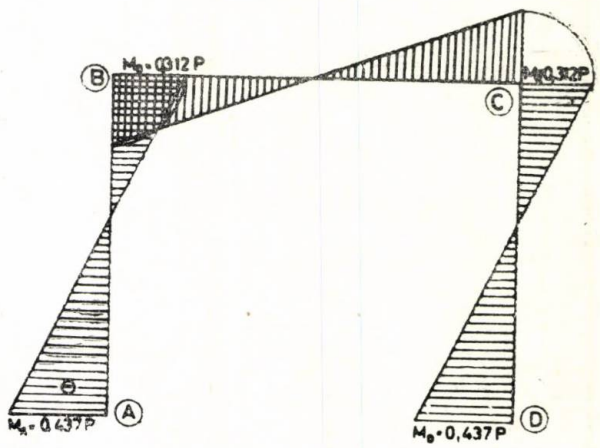


Fig. 4 Diagrama de încărcare a cadrului de rezistență cu momente de încovoiere.

Se consideră că fiecare cadru are patru articulații plastice care preiau momente încovoietoare. Se știe că pentru domeniul plastic momentul încovoietor are expresia:

$$M_i = \tau_c \cdot S_p$$

unde:

M_i — este momentul încovoietor;
τ_c — limita de curgere a materialului;
S_p — momentul static al secțiunii.

Pentru un cadru se poate scrie relația (7).

$$\frac{1}{2} G \cdot \Delta H = \frac{P}{2} \Delta l_{\text{static}}$$

unde:

P — este forța de solicitare a întregului cadru;
Δl_{static} — deformarea cadrului la acțiunea statică a forței P.

$$M_{i\ \text{total}} = M_A + M_B + M_C + M_D = 4\tau_c \cdot S_p$$

Înlocuind valorile numerice în formula (8) rezultă :

$$0{,}312P+0{,}437P+0{,}312P+0{,}437P=1{,}5P$$

Din relaţiile (9) rezultă :

$$G\cdot\Delta H=P\cdot\Delta l_{\text{static}}$$

$$\tau c\cdot Sp=0{,}375P$$

$$\Delta l_{\text{st tic}}=\frac{0{,}375\cdot G\cdot\Delta H}{\tau c\cdot Sp}=7{,}6\cdot10^{-2}\ \Delta H\ (\text{mm})$$

Pentru o răsturnare transversală pe o pantă $\alpha=20°$, din trasaj rezultă :

$\Delta H=300$ mm, ceea ce conduce la un $\Delta l_{\text{s atic}}=22{,}8$ mm

Se cunoaşte din literatura de specialitate că între deformaţia cadrului rezultată în urma unei încercări dinamice (Δl) şi deformaţia statică a cadrului, există relaţia 10) :

$$\Delta l=\psi\cdot\Delta l_{\text{static}}$$

unde ψ este multiplicatorul dinamic.
Multiplicatorul dinamic este definit de relaţia (11) :

$$\psi=1+\sqrt{1+\frac{2H}{\Delta l_{\text{static}}}}$$

Înlocuind valorile numerice în relaţiile (11) şi (10) rezultă :

$$\psi=6{,}3$$

$$\Delta l=144\ \text{mm}$$

Rezultatul obţinut demonstrează că prin deformarea cadrului cu această valoare, $\Delta l=144$ mm, spaţiul de siguranţă nu este afectat. Pentru cazul limită cînd $\alpha=57°$, în cazul unor răsturnări transversale, tractorul se rostogoleşte de mai multe ori. În acest caz se poate calcula că $\Delta l_{\text{static}}=144$ mm, ceea ce conduce la o deformaţie $\Delta l=533$ mm. Cu toate că deformaţia cadrului în aceste condiţii este mare ($\Delta l=533$ mm) spaţiul de siguranţă nu este afectat la prima răsturnare.

Încercări

Pentru verificarea practică a modului de comportare a cadrului de rezistenţă proiectat pentru a echipa tractoarele în discuţie, s-a procedat la efectuarea unor încercări de răsturnare în teren. Întrucît, la ora actuală la noi, nu există norme privind încercarea cadrelor de rezistenţă ce echipează tractoarele posibil, prevederile STAS 8437—69 referitor pe şenile, I.C.P.A.T. Braşov, împreună cu beneficiarul, au analizat si adoptat, pe cît a fost la „Cabine şi cadre de protecţie (pentru tractoare pe roţi). Metode de încercare la răsturnare", stabilind o metodologie proprie şi care prevede că : „Structura va asigura protecţia tractoristului în cazul răsturnării tractorului datorită unor situaţii dificile de teren şi anume, aderenţa scăzută şi pante cu declivităţi în limitele admisibile. Se cere ca aceasta să reziste cînd răsturnările longitudinale se produc pe pante de maximum 20° (36%) şi transversale de 17—18° (31—32.5%), iar suprafaţa terenului pe care se deplasează tractorul are aderenţă în limitele $\varphi=0{,}2\div0{,}3$, adică teren îngheţat. În ansamblu, în timpul răsturnării, se admite deformaţia întregii structuri fără a afecta zona de siguranţă a cabinei tractorului, definită conform STAS 8437—69.

Conform legislaţiei în vigoare, privitoare la omologarea şi introducerea în fabricaţia de serie a produselor noi, încercările s-au efectuat pe două cadre :

a — cadrul prototip, executat de I.C.P.A.T. — Braşov ;
b — cadrul serie zero, executat de un furnizor al beneficiarului.

Deoarece în perioada de încercare a cadrului prototip nu s-au putut respecta condiţiile de aderenţă şi teren îngheţat impuse (mai înainte amintite), ca urmare a încercărilor executate în luna iulie, s-a procedat, în mod intenţionat, la alegerea locurilor de răsturnare cu pante mai mari, respectiv 25 şi 37°, faţă de cele impuse de 17—18°, apreciind că, prin aceasta, nivelurile de solicitare a cadrului, în cele două condiţii menţionate, sînt a-

Tabelul 1

	M_i	$\frac{\delta M_i}{\delta X_A}$	$\frac{\delta M_i}{\delta Y_A}$	$\frac{\delta M_i}{\delta M_A}$	Limite
I	$X-X_A\ -M_A$	x	0	—1	0→1,5
II	$1{,}5X_A-XY_A\ M_A$	1,5	$-x$	—1	0→1,8
III	$P(1{,}5-x)+X\ X_A-$ $-1{,}8Y_A\ -M_A$	x	—1,8	—1	0→1,5

propiate (17—18° pe sol îngheţat şi 25÷37° pe sol tare dar neîngheţat) şi urmînd ca la sfîrşitul încercării cadrului din seria zero să se tragă concluziile finale.

Pentru verificarea comportării cadrului în timpul răsturnării tractorului, s-a procedat, în prima etapă, la răsturnarea lui pe o pantă de 25°, aflată pe un sol tare, format din pietriş peste care se afla un sol de 1—2 cm în care a crescut iarbă. Lungimea pantei permi-

tea o răsturnare de 3/4 a tractorului. Răsturnarea tractorului s-a produs pe partea dreaptă, prin tragerea cu cabestanul în sensul de răsturnare. În timpul acestei încercări, tractorul s-a răsturnat pe partea dreaptă, s-a sprijinit pe partea de sus a cadrului și pe șenilă, fără a mai continua să se rostogolească. În această poziție, s-a măsura deformarea cadrului, cînd s-a constatat deplasarea întregului cadru spre stînga cu 20 mm, pînă la atingerea cabinei.

Apoi, s-a continuat tragerea tractorului pînă la răsturnarea completă (360°), cînd a ajuns din nou pe șenile.

La terminarea primei probe s-a trecut la analiza amănunțită a cadrului și a tractorului, constatîndu-se :

— unele deformați mici ale cadrului, fără afectarea zonei de siguranță ;

— comportarea foarte bună a celor patru suporți, la care nu a apărut nici o fisură sau rupere ;

— ruperea a șase șuruburi (din totalul de 16), folosite la fixarea cadrului pe suporți.

După această analiză, s-a pornit tractorul prin mijloace proprii și s-a deplasat la locul celei de a doua încercări. În vederea executării celei de a doua răsturnări, s-a procedat mai întîi la înlocuirea șuruburilor rupte în timpul primei probe. Această încercare s-a executat în același mod cu prima, însă pe o pantă de 37° și care a permis o răsturnare completă +90°, tractorul oprindu-se deci pe partea dreaptă.

În urma acestei răsturnări s-a analizat deformația cadrului cînd s-a constatat deplasarea întregului cadru spre stînga și spre înapoi, cu aproximativ 150 mm, deformație care nu a afectat zona spațiului de siguranță. S-a mai constatat ruperea a încă două șuruburi de fixare a cadrului pe suporți.

Pentru încercarea la răsturnare a cadrului din seria zero, s-a folosit un nou cadru

Fig. 5 Cadru de rezistență pentru tractoarele S 1300 și S 1500.

(prezentat în figura 5), la care s-au operat toate modificările considerate ca necesare. Această încercare s-a efectuat în același mod cu încercarea prototipului însă pe un sol înghețat, situat pe o pantă de 20° și acoperit cu un strat de zăpadă de 10 cm. În prima parte a încercării, tractorul a căzut pe partea stîngă fără a mai continua să se rostogolească, datorită înfigerii în sol a părții de sus a cadrului de rezistență, figura 6.

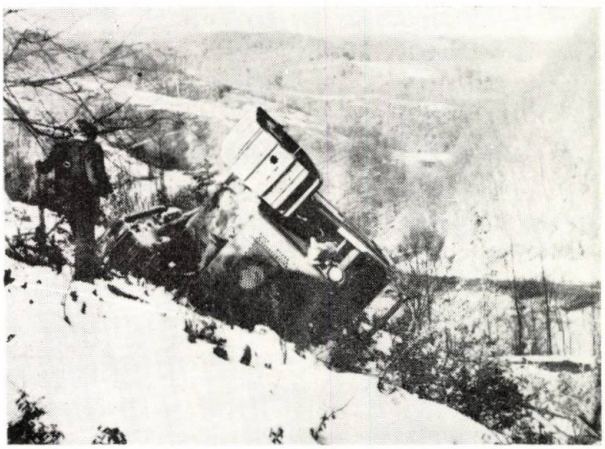


Fig. 6 Tractor S. 1500, echipat cu cadru de rezistență, răsturnat pe o pantă de 20°.

În a doua parte a încercării, din poziția de răsturnare pe partea stîngă s-a continuat tragerea, pînă cînd tractorul s-a rostogolit de două ori complet, ajungînd în final tot pe partea stîngă.

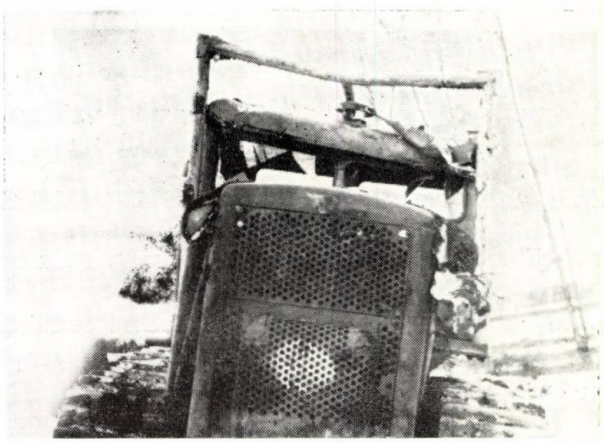


Fig. 7 Tractor S. 1500 echipat cu cadru de rezistență, după trei răsturnări complete pe o pantă de 20°.

A treia parte a încercării a cuprins punerea pe șenile a tractorului prin continuarea răsturnării, după care s-a trecut la analiza comportării cadrului în timpul celor trei răsturnări complete, constatîndu-se comportarea foarte bună a acestuia, figura 7.

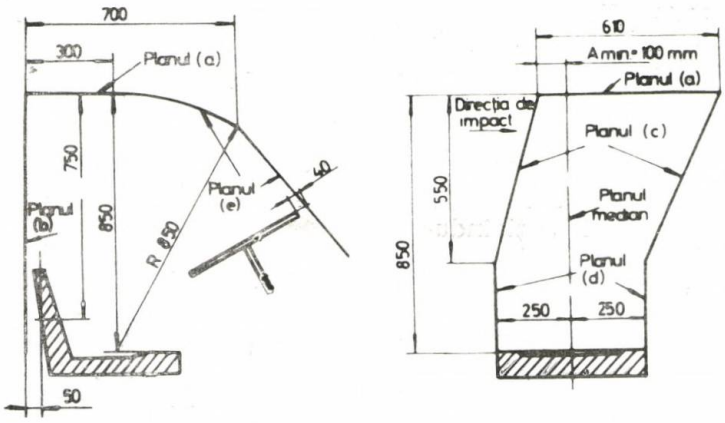


Fig. 8 Diagramă comparativă a zonei spațiului de siguranță, și a deformațiilor cadrului cerut prin STAS 8437—69. Observație :
Scaunul șoferului se consideră încărcat cu sarcina de 75 Kgf (75 daN) și fixat în poziția maximă spre spate pentru o poziție intermediară de reglare a suspensiei.

Zona spațiului de siguranță impusă de STAS 8437—69 nu a fost afectată și nu au existat ruperi de elemente, figura 8.

Pe baza acestor rezultate I.C.P.A.T. a dat avizul pentru omologarea acestui cadru și posibilitatea de a se trece la fabricația de serie.

Concluzii

Cadrul destinat să echipeze tractoarele pe șenile, S. 1300 și S. 1500, care lucrează în condiții dificile de teren (pante și teren înghețat) unde este posibilă răsturnarea lor transversală, proiectat în conformitate cu metoda, prezentată în lucrare, încercat la răsturnare transversală în condiții impuse de panta ($\alpha = 20°$) și teren înghețat, s-a comportat foarte bine fără a afecta zona spațiului de siguranță impusă de STAS 8437—69.

[1] *Deutsch, I.* : Rezistența materialelor. Editura didactică și pedagogică, București.

[2] *Buzdugan, G.* : Rezistența materialelor. Editura didactică și pedagogică, București, 1964.

[3] STAS 8437—69 : Cabine și cadre de protecție. Metode de încercare la rezistență.

CZ : 621.114.2

Studiul derapării laterale a tractoarelor pe șenile și posibilități de prevenire a acestora

Ing. Remus **MÂNZARIU** — I.C.P.A.T. Brașov

Generalități

Necesitatea rezolvării acestei probleme a fost impusă de frecventele derapări ce se întîlnesc la tractoarele echipate cu șenile de tip agricol (talpă simplă cu un singur pinten transversal), care lucrează în condiții dificile, pe terenuri înghețate, cu declivități pronunțate și cu aderență scăzută. Aceste condiții de lucru sînt întîlnite iarna, la montajul liniilor de înaltă tensiune și în exploatările forestiere.

Derapările, de multe ori, duc la răsturnarea tractorului, care pot avea drept consecință grave deteriorări ale tractorului, accidentarea sau chiar decesul conducătorului.

Importanța lucrării constă în determinarea relației analitice de definire a fenomenului derapării laterale a tractoarelor pe șenile, problemă insuficient abordată în literatura de specialitate [1, 2, 3], precum și prezentarea unor posibilități de prevenire a derapării tractoarelor aflate deja în exploatare.

În anexă sînt redate toate notațiile și prescurtările folosite.

Studiul derapării laterale a tractoarelor pe șenile

Stabilirea relației analitice de definire a derapării. Prin comparație cu tractoarele pe roți, se arată, [1] pag. 144—145 și [2] pag. 145—146, că deraparea laterală este caracterizată de relația (1) :

$$tg\ \alpha \leqslant \varphi_z$$

Acest coeficient φ_z numit coeficient de aderență în direcție laterală, arată că deraparea laterală depinde de proprietățile mecanice ale solului, de parametrii constructivi ai sistemului de rulare și de coeficientul de frecare între sistemul de rulare și sol.

În cadrul acestui studiu se va stabili o relație analitică ce caracterizează fenomenul derapării tractoarelor pe șenile, ținîndu-se cont de factorii care influențează deraparea, sus amintiți, urmînd ca rezultatele să fie confruntate cu încercările experimentale.

Pentru simplificarea problemei și pentru început, acest studiu se va efectua asupra asupra unei singure tălpi de șenilă, urmînd ca rezultatele să fie extinse la întreg tractorul. Din acest motiv, în figura 1 s-a repezentat o singură talpă de șenilă, asupra căreia s-au trecut toate forțele ce acționează asupra ei în timpul derapării.

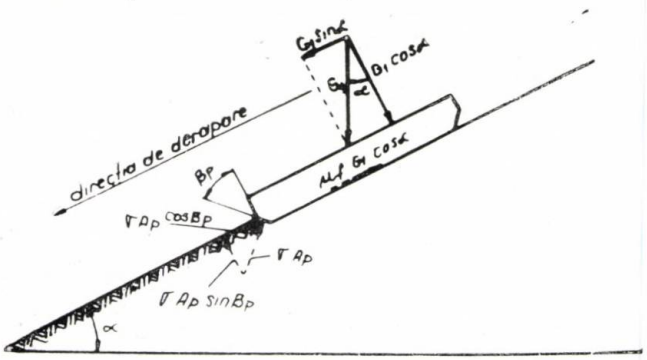


Fig. 1 Pintenul unei tălpi de șenilă, dispus pe o pantă transversală α aflat în echilibru sub acțiunea forțelor care acționează asupra lui. Legendă :

$G_1 \times \sin \alpha$ — forța de derapare ;

$G_1 \times \cos \alpha$ — sarcina normală pe un pinten de șenilă ;

$\mu_f \times G_1 \times \cos \alpha$ — forța de frecare între pintenul de șenilă și sol ;

$\sigma \times A_p$ — rezistența opusă de sol la deraparea laterală a pintenului considerat.

Pentru stabilirea ecuației analitice ce caracterizează deraparea, se scrie ecuația de echilibru a forțelor de acțiune și reacțiune în planul de derapare :

$$\mu f \times G_1 \times \cos \alpha + \sigma \times Ap \times \cos \beta p = G_1 \times \sin \alpha \qquad (2)$$

Pentru explicitarea suprafeței A care se opune derapării laterale, în figura 2 s-au trecut toate elementele constructive ale pintenului tălpii de șenilă și care definesc această suprafață astfel (3) :

$$A_p = (a_p + h_p \times \operatorname{tg} \gamma_p) \times h_p = a_{p \cdot E} \times h_p \qquad (3)$$

unde :

$$a_{p \cdot E} = \frac{A_p}{h_p} \quad \text{și} \quad L_{p \cdot E} = \frac{S_{1 \cdot p}}{a_{p \cdot E}} \qquad (4)$$

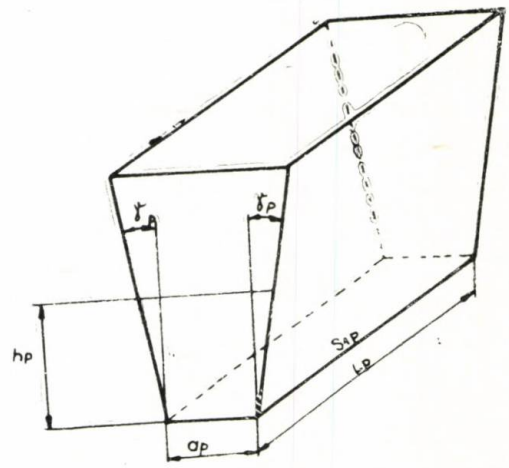


Fig. 2 Vedere generală a pintenului tălpii de șenilă de tip agricol.

În lucrarea [2] se arată că :

$$h_p = \frac{G_1 \times \cos \alpha}{C \times S_{1p}} = \frac{G_1 \times \cos \alpha}{C \times a_{pE} \times L_{pE}} \qquad (5)$$

Înlocuind aceste elemente definite de relațiile (3), (4), (5) în relația (2), rezultă :

$$\mu_f + \frac{\sigma}{c} \times \frac{\cos \beta_p}{L_{pE}} = \operatorname{tg} \alpha \qquad (6)$$

Raportînd relația (6) la relația (2) rezultă :

$$\varphi_z = \mu_f + \frac{\sigma}{c} \times \frac{\cos \beta_p}{L_{pE}} \qquad (7)$$

În lucrarea [1] se arată că :

$$h_p^n = \frac{\sigma}{c} \qquad (8)$$

Înlocuind relația (8) în relația (7) rezultă că relația (7) mai poate avea și forma (9)

$$\varphi_z = \mu_f + h_p^n \frac{\cos \beta_p}{L_{pE}} \qquad (9)$$

Se observă că relațiile (7) și (9), căutate, nu depind de sarcina G_1, ci depind numai de parametrii menționați la început. Pe baza acestei observații se pot generaliza relațiile (7) și (9) la întreg tractorul.

Influența diferiților parametrii asupra derapării laterale a tractoarelor pe șenile. Pentru stabilirea căilor de urmat în vederea prevenirii derapării tractoarelor pe șenile, se face o analiză teoretică a ponderii și a influenței fiecărui parametru (considerînd întreg domeniul de variație). În acest scop, funcția care definește panta transversală limită pe care poate să se deplaseze tractorul, fără pericol de derapare, relația (6), se consideră pe rînd variabilă de un parametru, ceilalți para-

metrii menținînd-se constanți. Se scrie ecuația analitică a acestor noi funcții și se trasează grafic aceste funcții.

Influența parametrilor constructivi (β_p) și (L_p)

$$\operatorname{tg}\alpha = K_{1\beta p} + K_{2\beta p} \times \cos\beta_p \qquad (10)$$

reprezentat în figura 3

$$\operatorname{tg}\alpha = K_{1LpE} + \frac{K_{2LpE}}{L_{pE}} \qquad (11)$$

reprezentat în figura 4

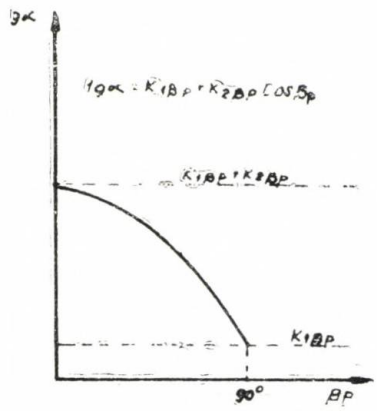


Fig. 3 Diagrama de influență a parametrului β_p asupra derapării laterale a tractorului.

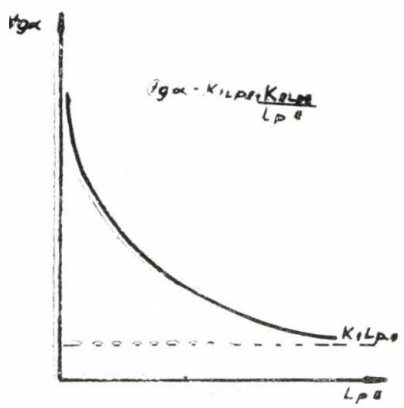


Fig. 4 Diagrama de influență a parametrului L_p asupra derapării laterale a tractorului.

Din analiza influenței parametrilor constructivi asupra derapării laterale a tractoarelor în discuție se pot trage concluziile necesare privind forma constructivă a mecanismului de rulare, pentru o anumită stabilitate la derapare laterală dorită. Asupra acestor elemente se poate interveni ușor în cazul proiectării unui tractor nou.

Influența parametrilor specifici solului (σ) și *(C) și a interacțiunii sol - vehicul* (μf).

$$\operatorname{tg}\alpha = K_{1\sigma} + K_{2\sigma} \times \sigma \qquad (12)$$

reprezentat în figura 5

$$\operatorname{tg}\alpha = K_{1C} + \frac{K_{2C}}{C} \qquad (13)$$

reprezentat în figura 6

$$\operatorname{tg}\alpha = K_{1\mu f} + \mu f \qquad (14)$$

reprezentat în figura 7

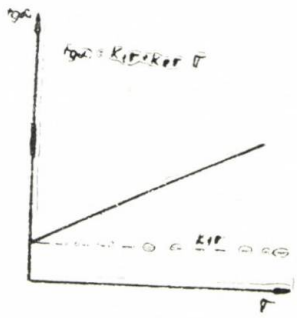


Fig. 5 Diagrama de influență a parametrului σ asupra derapării laterale a tractorului.

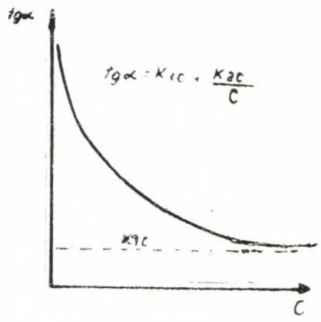


Fig. 6 Diagrama de influență a parametrului C asupra derapării laterale a tractorului.

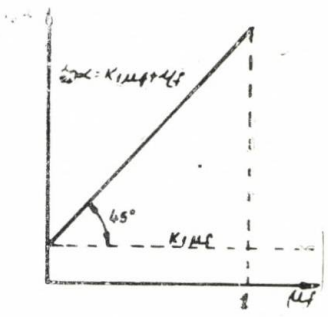


Fig. 7 Diagrama de influență a parametrului u_f asupra derapării laterale a tractorului.

Din analiza influenței parametrilor specifici solului și a interacțiunii sol-vehicul, se pot trage concluziile necesare privind :

— alegerea timpului de lucru ;

— efectuarea amenajărilor necesare ;

— conducerea tractorului astfel încît să se obțină o stabilitate la derapare maximă, la deplasarea pe un teren dat.

Concluzii

Studiul derapării laterale a tractoarelor pe șenile a condus la obținerea unei relații analitice de definire a fenomenului derapării. Această relație arată căile de urmat la proiectarea tractoarelor, în scopul

obținerii unei stabilități la derapare, dorită, la circulația tractorului pe un teren dat.

Din motive economice și chiar constructive, pentru îmbunătățirea antiderapării tractoarelor echipate cu șenile de tip agricol, aflate deja în exploatare, este mult mai ușor să se monteze, pe tălpile de șenile, pinteni antiderapanți, pe durata de lucru în condițiile de iarnă.

În același mod ca la pagina s-a stabilit relația analitică de definire a fenomenului derapării pentru cazul tractorului echipat cu astfel de pinteni antiderapanți, cînd s-a ținut cont de totalitatea elementelor ce se opun derapării, relația obținută avînd forma (15) sau (16) :

$$\operatorname{tg}\alpha = \mu f + \frac{\sigma}{C} \times \frac{a_{pE} \times \cos\beta_p + a_{paE} \times \cos\beta_{pa}}{a_{pE} \times L_{pE} + a_{paE} \times L_{paE}} \qquad (15)$$

$$\operatorname{tg}\alpha = \mu f + h_p^n \frac{a_{pE} \times \cos\beta_p + a_{paE} \times \cos\beta_{pa}}{a_{pE} \times L_{pE} + a_{paE} \times L_{paE}} \qquad (16)$$

Pentru studiul derapării tractoarelor pe șenile, s-au efectuat și încercări practice, cu mai multe tălpi de șenile, asupra cărora s-au operat diferite modificări constructive, cît și încercări pe tălpi de șenile echipate cu pinteni antiderapanți, ale căror concluzii sînt în concordanță cu rezultatele teoretice.

Lista de notații și prescurtări folosite

α — unghiul pantei transversale limită la care începe deraparea tractorului, [°] ;

φ_z — coeficientul de aderență a sistemului de rulare cu solul, în direcție transversală ;

G_1 — sarcina din greutatea tractorului ce revine unei tălpi de șenilă în contact cu solul, [kgf] ;

μ_f — coeficientul de frecare între sistemul de rulare și sol ;

σ — efortul unitar orizontal mediu, [kgf/cm^2];

C — rezistența la deformarea volumică a solului [kgf/cm^3] ;

A_p, $A_{p\cdot a}$ — suprafața frontală a pintenului tălpii de șenilă și a pintenului antiderapant, ce se opune derapării laterale, [cm^2] ;

β_p, $\beta_{p\cdot a}$ — unghiul de teșire a pintenului tălpii de șenilă și a pintenului antiderapant, măsurat într-un plan vertical, pe direcția de deplasare a tractorului, [°] ;

γ_p, $\gamma_{p\cdot a}$ — unghiul de teșire a pintenilor tălpii de șenilă și a pintenilor antiderapanți, măsurat într-un plan perpendicular pe planul vertical dispus pe direcția de deplasare a tractorului, [°] ;

h_p — adîncimea de afundare a pintenului tălpii de șenilă în sol, [cm] ;

S_{1p}, $S_{1p\cdot a}$ — suprafața de sprijin activă a pintenului tălpii de șenilă și a pintenului antiderapant, [cm^2] ;

a_p, $a_{p\cdot a}$ — cota minimă a pintenului tălpii de șenilă și a pintenului antiderapant, măsurată într-un plan vertical pe direcția de deplasare a tractorului, [cm] ;

$a_{p\cdot E}$, $a_{p\cdot a\cdot E}$ — cota echivalentă a mărimilor a_p și $a_{p\cdot a}$ [cm] ;

L_p, $L_{p\cdot a}$ — cota pintenului tălpii de șenilă și a pintenului antiderapant, măsurată într-un plan perpendicular pe planul vertical pe direcția de deplasare a tractorului, [cm] ;

$L_{p\cdot E}$, $L_{p\cdot a\cdot E}$ — cota echivalentă a mărimilor L_p și $L_{p\cdot a}$ [cm] ;

n — exponent ce depinde de felul solului și condițiile încărcării ;

K_{1x}, K_{2x} — coeficienți.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Nițescu, G. și alții :* TRACTOARE. Editura didactică și pedagogică, București, 1968.

[2] *Nițescu, G. :* MECANICA TRACTOARELOR. Editura tehnică, București, 1973.

[3] *Bekker, M.G. :* INTRODUCERE ÎN SISTEMELE „TEREN-VEHICUL ANN ARBOR". Editura universității din machigan, 1969.

CZ : 624.19

Scuturi pentru construcția tunelelor de metrou

Ing. Aurelian G. **MACOVEI** — Institutul de reactori nucleari energetici (I.R.N.E.) — București

Construcția tunelelor cu ajutorul scuturilor este invenția inginerului francez Brunel, sub a cărui conducere, s-a executat în cursul secolului al 19-lea, primul tunel sub rîul Tamisa. Acest scut a fost alcătuit dintr-un înveliș dreptunghiular, sub a cărui protecție s-a putut executa săparea și căptușirea, fără să fi fost necesară o susținere în lemn. În interiorul scutului erau prevăzute numai rigidizările pentru montarea acestuia, platforme de lucru orizontale și pereți despărțitori verticali. Pentru avans s-au prevăzut prese cu șurub. Scutul a fost alcătuit din celule individuale, care au putut fi deplasate înainte, parțial, independent una de alta [1].

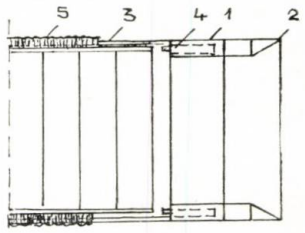


Fig. 1 Părțile componente ale unui scut :
1 — mantaua scutului ;
2 — cuțitul scutului ;
3 — coada scutului ;
4 — cilindrii pentru avansul scutului ;
5 — injecția cu mortar.

În principiu, un scut se compune din elemente prezentate în figura 1, iar fazele tehnicii de înaintare sînt următoarele :

Faza 1 : cu ajutorul cilindrilor hidraulici, scutul este împins înainte în frontul de lucru, pe o distanță a cărei mărime este funcție de forța de avans și de cursa de înaintare a cilindrilor.
Faza 2. : se preia și se evacuează pământul care a intrat în interiorul scutului cu ocazia înaintării acestuia.
Faza 3 : se retrag tijele cilindrilor hidraulici, pentru a crea spațiul liber necesar montării următorului inel de bolțari (elemente de rezistență care căptușesc tunelul).
Faza 4 : cu ajutorul erectorului (mașină pentru montat bolțari), se montează un nou inel de bolțari. Capetele tijelor cilindrilor hidraulici se aduc în situația de a rezema pe noul inel de bolțari și, în acest fel, cilindrii sînt pregătiți pentru viitoarea fază de înaintare.
Faza 5 : imediat ce **coada scutului** eliberează exteriorul bolțarilor montați, se injectează golurile rămase între bolțari și pământ, cu mortar special.

În acest mod, mașina de înaintare avansează pas cu pas în pământ, protejînd interiorul unde se construiește tubul de rezistență și căptușire al tunelului, prin montarea bolțarilor. Dirijarea scutului, pe traseul pe care se înaintează, se realizează cu ajutorul cilindrilor hidraulici, montați periferic în mantaua acestuia.

O problemă importantă este cea a sprijinirii frontului de lucru, deoarece în pământurile instabile apare posibilitatea pătrunderii în scut a unei cantități mari de pământ, în mod necontrolat, ceea ce conduce la tasări de valori inadmisibile, la suprafața solului (figura 2).

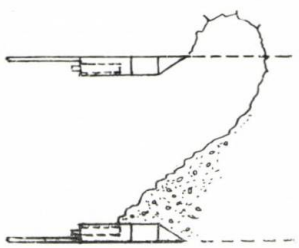


Fig. 2 Surparea frontului de lucru.

Pentru asigurarea stabilității frontului de lucru, există următoarele posibilități :

1. Consolidarea terenului pe cale chimică, prin injectarea unor soluții speciale ;
2. Eliminarea apei, ceea ce are ca rezultat creșterea frecării dintre straturile pământului ;
3. Prevederea de platforme care să fragmenteze frontul de lucru (figura 3) ;

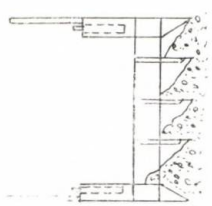


Fig. 3 Platforma pentru excavarea unui front de lucru instabil.

4. Prevederea unor plăci de susținere, care sînt apăsate pe frontul de lucru cu ajutorul unor cilindri hidraulici (figura 4) [2].

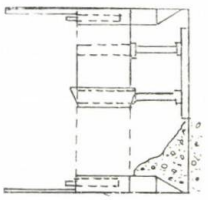


Fig. 4 Sprijinirea frontului de lucru.

În comparație cu metodele convenționale (miniere) de realizare a tunelelor, utilizarea mașinilor de tip scut, are următoarele avantaje :

— productivitate sporită ;
— golurile în pământ în extradosul virolei și al bolțarilor sînt minime, ceea ce conduce la o reducere sensibilă a cantității de betoane necesare realizării căptușirii ;
— necesită personal mai redus ;
— operații sigure, fără să necesite sprijiniri speciale.

Folosirea mașinilor de tip scut are însă și unele dezavantaje :

— investiții inițiale ridicate ;
— perioadă de livrare îndelungată ;
— mașinile trebuie executate la dimensiunea diametrului necesar și funcție de natura rocii ;
— desprăfuirea necesită sistem de ventilație ;
— un sistem de dirijare și tehnicieni experți în această problemă [3].

În prezent, există o mare varietate de scuturi care pot fi grupate — din punct de vedere al gradului de mecanizare — în următoarele categorii : scuturi manuale, scuturi semimecanizate și scuturi mecanizate în întregime.

Scuturi manuale și semimecanizate.

În figura 5 este redat un scut de tip manual al firmei LEA GRANT — Anglia. Principalele caracteristici ale acestuia sînt prezentate în tabelul de mai jos.

Prin introducerea în partea anterioară a scutului a unui dispozitiv de excavare mecanizată a pământului (vezi figura 6), scutul se transformă în scut de tipul semimecanizat.

Un alt sistem de scut semimecanizat, utilizat la construcția metroului din Budapesta, este prezentat în figura 7. Scutul de tip semimecanizat utilizat în R.P. Ungară, este caracterizat prin folosirea ca dispozitive de excavare, a două brațe cu cupă de tip excavator, acționate hidrostatic. Pentru pământurile cu stabilitate redusă, scutul este prevăzut cu un sistem de sprijinire a frontului de lucru [4].

Productivitatea scuturilor manuale este de aprox. 1,5 m/24 ore, iar a celor semimecanizate ajunge pînă la 4÷5 m/24 ore.

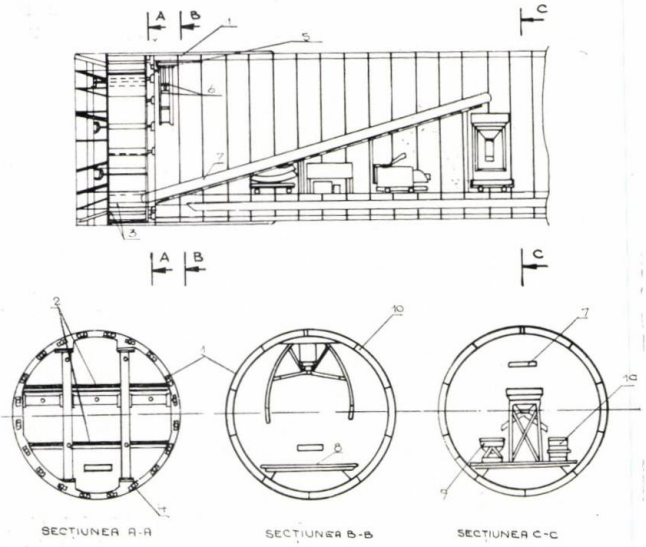


Fig. 5 Scut manual :
1 — mantaua scutului ;
2 — platforme pentru excavare ;
3 — rigidizări ;
4 — reazemele cilindrilor avans scut ;
5 — tambur ;
6 — brațele erectorului ;
7 — transportor cu bandă ;
8 — sanie ;
9 — vagonet evacuare steril ;
10 — bolțar.

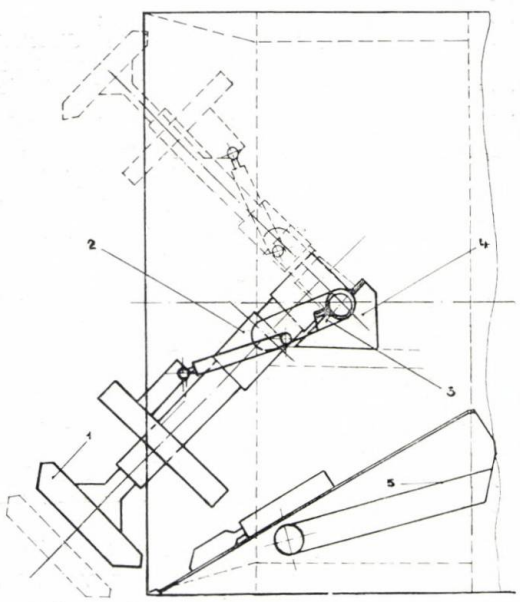


Fig. 6 Dispozitiv de excavare, pentru scut semimecanizat :
1 — capul tăietor ;
2 — braț telescopic ;
3 — articulație ;
4 — suport pentru asamblarea cu scutul ;
5 — transportor.

Scuturi în întregime mecanizate

Scutul ȘCIN — 1 [5], [6] este destinat să lucreze în pământuri cu rezistență la compresiune între 20—350 daN/cm² (argile coezive, marne, calcare). Organul de lucru al scutului este alcătuit dintr-un rotor de formă conică, prevăzut cu o suprafață elicoidală cu două începuturi, pe care sînt montate cuțite plane, sau dinți. Părțile tăietoare ale organului de lucru sînt înlocuibile. Pentru lucrul în argile umede coezive, se montează cuțitele de tăiere de tip plan ; pentru lucrul în pământuri mai tari, se montează dinții. Pământul excavat cade prin ferestre speciale, în interiorul scutului, pe un jgheab de unde este preluat de un transportor cu racleți. Prin aceste ferestre, se pot extrage și eventualele obstacole care pot apare în frontul de lucru.

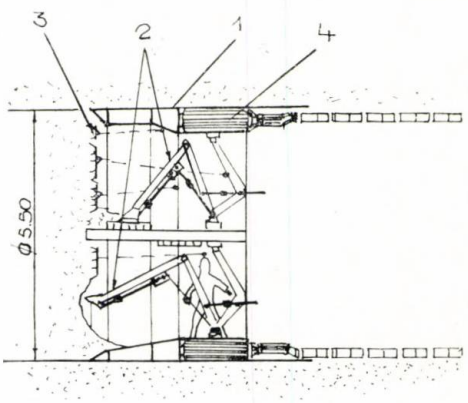


Fig. 7 Scut semimecanizat utilizat în R.P.U. :
1 — mantaua scutului ;
2 — baț de excavare acționat hidraulic ;
3 — sistem de sprijinire a fontului de lucru ;
4 — cilindrii avans scut.

În pământurile cu stabilitate redusă, suprafața rotorului este apăsată în mod constant asupra frontului de lucru.

În partea „cozii scutului" este montat un inel special de etanșare, pentru a obtura golul constructiv dintre extradosul bolțarilor și intradosul virolei, în scopul de a evita pătrunderea în scut a mortarului cu care se face injectarea golurilor care rămîn în pământ, în extradosul bolțarilor.

În completul utilajului tehnologic intră și erectorul pentru demontarea bolțarilor din fontă sau din beton armat. Brațul mecanic extensibil și rotitor al erectorului este montat pe un ax tubular, prin care trece transportorul cu racleți. Această rezolvare constructivă permite ca excavarea frontului de lucru să se realizeze simultan cu montarea bolțarilor.

În continuare, după erector, sînt montate o serie de utilaje care includ transportorul cu bandă, un transportor cu role, un transbordor de bolțari, o platformă mobilă, cărucioare auxiliare și un împingător mecanic care aduce vagonetii sub buncărul de încărcare cu steril.

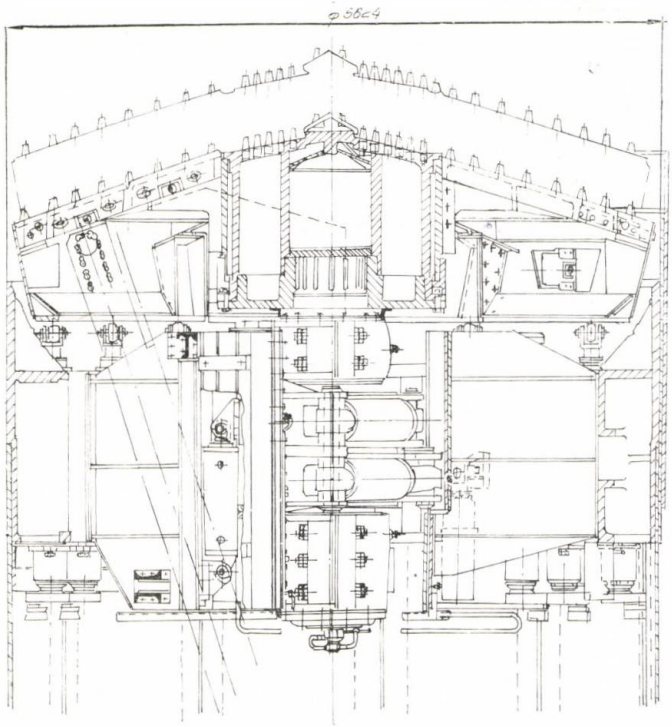


Fig. 8 Secțiune prin rotorul scutului ȘCIN — 1.

În figura 8 este redată o secțiune longitudinală prin rotor și mecanismul de rotire al acestuia, iar în figura 9, prin mecanismul de rotire (secțiune transversală prin scut).

Scuturi de tipul celui descris, au fost utilizate la construcția metroului din Budapesta.

Scutul CALWELD [7] a fost utilizat la construcția unor tunele, din rețeaua metroului din Roma, în pământuri cu caracteristici relativ corespunzătoare pentru excavare (pământuri vulcanice, argile), sau în pământuri cu caracteristici dificile, cum ar fi cele aluvionare.

Mecanismul de excavare al scutului este alcătuit dintr-o freză pusă în mișcare de rotație, de un număr de opt motoare hidrostatice cu turație lentă.

În figura 10 este redată o secțiune longitudinală prin scutul CALWELD.

O serie de caracteristici tehnice ale acestui tip de scut sînt prezentate în [8] și redate în tabelul din cuprinsul prezentului articol.

Scutul Mc Alpine [9] este construit să lucreze în special în soluri argiloase, fiind dotat în acest scop cu un rotor alcătuit din patru brațe, pe care sînt montați dinții tăietori (fig. 11).

În cazul lucrului în soluri nisipoase, spațiul liber dintre brațele rotorului este obturat cu ajutorul unor plăci, care se pot monta suplimentar. Rotorul este pus în mișcare de un număr de șase pînă la opt motoare hidrostatice cu turație lentă. Caracteristicile principale ale acestui tip de scut sînt redate în tabelul de mai jos.

Mașinile descrise pînă în prezent, sînt adecvate pentru a lucra în pământuri stabile.

În [1] la capitolul „Mașini de înaintare cu scut pentru pământuri instabile și stratificate" se arată că pentru condiții alternante ale solului, cu straturi de nisip și pietriș pe suprafețe mari, instabile, sînt indicate mașini cu cap de frezare rotitor robust, cu susținere puternică a frontului de lucru, dimensionate în funcție de presiunea pasivă a pământului. În timp ce la excavarea nisipului este predominantă operația de susținere a frontului de lucru, deoarece dizlocarea acestuia nu pune probleme, în pământurile mai tari și coezive, pe prim plan se situează operația de excavare a pământului (de așchiere), operația de susținere trecînd pe planul al doilea, avînd în vedere stabilitatea relativ bună a acestora. În continuare, în lucrare se descriu scuturi mecanizate de tipul BADE și BADE — HOLZMANN care au fost utilizate la construcția metroului din Hamburg, între anii 1965—1967 [10].

În cele ce urmează, ne vom referi însă, la cele mai noi tipuri de scuturi mecanizate, derivate din cele menționate mai sus și anume, scuturile BADE de tip Viena și Sao Paolo, precum și scutul WESTFALIA — LÜNEN.

Scutul mecanizat BADE de tip Viena [11] a fost realizat pentru a fi utilizat în condiții de soluri instabile și puțin coezive, corespunzătoare orașului.

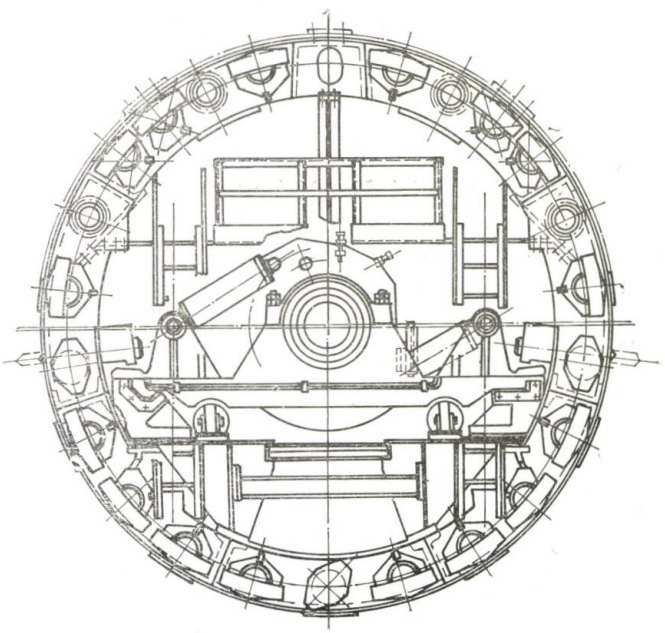


Fig. 9 Secțiune prin mecanismul de rotire al rotorului, la scutul ȘCIN — 1.

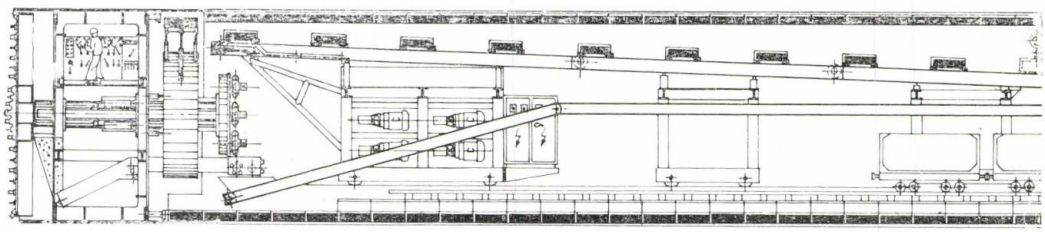
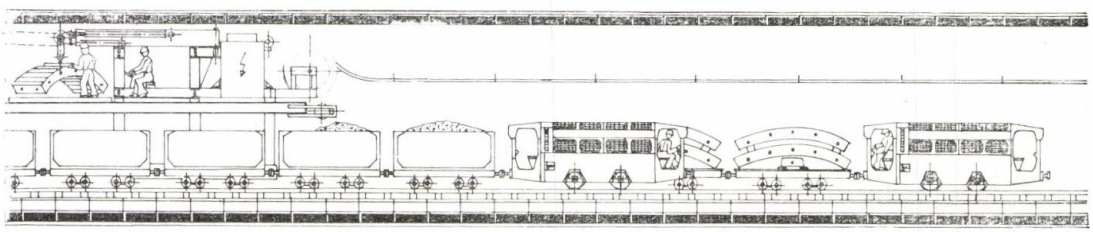


Fig. 10 Secțiune longitudinală prin scutul CALWELD. (a)



(b)

Scutul este caracterizat printr-un dispozitiv de excavare a solului în întregime mecanizat, care asigură o sprijinire activă a frontului de lucru. Se compune din următoarele subansamble principale: mantaua scutului,

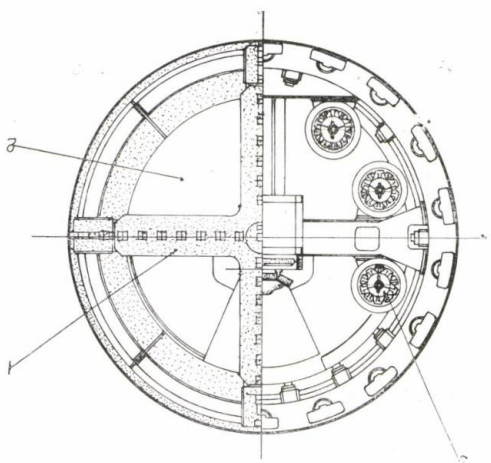


Fig. 11 Rotorul scutului Mc Alpine :
1 — braț cu dinți tăietori ;
2 — placă suplimentară pentru obturarea suprafeței rotorului ;
3 — motor hidrostatic cu turație lentă.

cilindrii hidraulici pentru înaintare, mecanismul de rotire al frezei, transportoarele pentru evacuarea pămîntului excavat, dispozitivul de montare a bolțarilor (erectorul), trenul auxiliar cu depozitul de bolțari, grupurile hidrostatice de antrenare a mecanismelor și aparatura electrică de comandă și automatizare (fig. 12).

Mantaua scutului este o construcție cilindrică sudată din tablă dublă, care în partea anterioară este prevăzută cu un cuțit de tăiere. Partea din mijloc a mantalei scutului cuprinde în interiorul său, camerele pentru cilindrii hidraulici folosiți la înaintarea scutului.

În partea posterioară, mantaua se termină cu o porțiune cilindrică din tablă simplă (nedublată) — „coada scutului". Sub protecția „cozii scutului", în interiorul acesteia, se montează inelele de bolțari. În porțiunea cu înveliș dublu, tabla exterioară este astfel construită, încît poate fi detașată de restul mantalei. Această construcție, permite înlocuirea cu ușurință a mantalei sau abandonarea acesteia la terminarea lucrărilor cu scutul, ceea ce permite o demontare mai ușoară a întregii mașini.

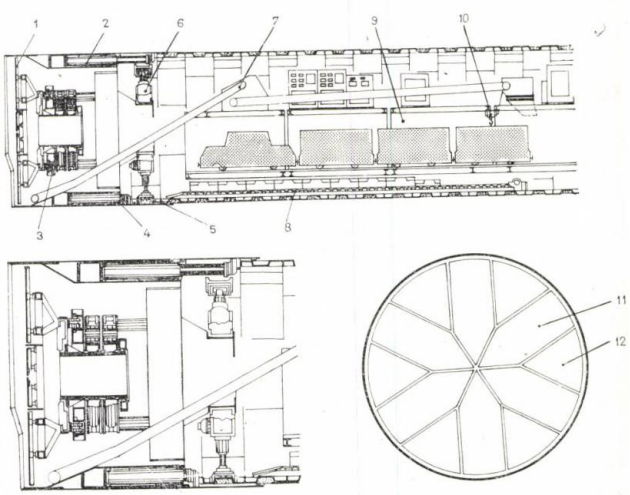


Fig. 12 Secțiune longitudinală prin scutul Bade tip Viena :
1 — capul de frezare ;
2 — cilindrii pentru avansul scutului ;
3 — mecanismul de rotire al capului de frezare ;
4 — mantaua scutului ;
5 — etanșarea cozii scutului ;
6 — erectorul ;
7 — sistemul de evacuare a sterilului ;
8 — transportor pentru bolțari ;
9 — trenul auxiliar ;
10 — dispozitiv manipulat bolțari ;
11 — placă de tăiere ;
12 — placă de sprijin.

În partea posterioară a „cozii scutului" se află montat sistemul de etanșare pentru protecție împotriva presiunii exterioare (care provine din injectarea care se face cu mortar pentru umplerea golurilor din extradosul bolțarilor).

Cilindrii hidraulici pentru înaintarea scutului sînt construiți cu sprijinire oscilantă și permit transmiterea axială a forței de înaintare a cilindrilor, se pot realiza, dirijarea scutului și eventualele corecturi pentru deplasarea pe traectoria stabilită.

Mecanismul de rotire al frezei, se compune dintr-un cap de frezare, antrenat în mișcare de rotire de un mecanism alcătuit din cilindri hidraulici care acționează un sistem cu clichet (fig. 13). Capul de frezare este al-

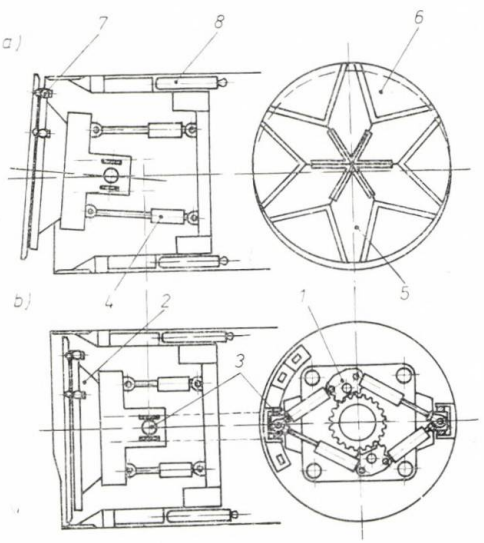


Fig. 13 Cap de frezare antrenat cu mecanism cu clichet :

a) — capul de frezare în poziție înclinată în raport cu axa mantalei scutului ;
b) — capul de frezare în poziție concentrică cu mantaua.
1 — clichet ;
2 — capul de frezare ;
3 — lagăr care permite mișcare cardanică a capului de frezare în raport cu mantaua :
4 — cilindrii pentru avansul capului de frezare ;
5 — placă de tăiere ;
6 — placă de sprijin ;
7 — cilindrii pentru reglarea plăcilor ;
8 — cilindrii pentru avansul scutului.

cătuit din plăci de tăiere, care permit trecerea pămîntului și din plăci de sprijin, care asigură stabilitatea frontului. Capul de frezare poate fi deplasat în direcția axială, independent de mantaua scutului, cu ajutorul a patru cilindri hidraulici. Sistemul de rezemare al capului de frezare este cardanic, ceea ce permite dirijarea capului în orice direcție, în raport cu mantaua. Alcătuirea capului de frezare din plăci de tăiere și plăci de sprijin, permite o excavare eficientă (și prin aceasta înaintarea scutului), precum și o acțiune de sprijinire (care asigură stabilitatea frontului de lucru).

Plăcile de tăiere sînt montate articulat, astfel încît prin reglarea distanței dintre muchia acestora și cea a plăcilor de sprijin, se crează fante de o anumită lățime, ceea ce are ca rezultat o pătrundere controlată a pămîntului excavat, în scut. Reglarea fantei se face în funcție de categoriile de teren prin care înaintează scutul. În pămînturile cu stabilitate critică, fanta poate fi redusă complet, ceea ce conduce la o sprijinire foarte bună a frontului de lucru. Sprijinirea deosebit de puternică a frontului de lucru, are ca rezultat necesitatea unui mecanism cu un moment de rotire de valoare deosebit de ridicată. Mecanismul respectiv constă din cilindri care acționează un sistem cu clichet, reprezentat în figura 13. În figură sînt reprezentați numai patru cilindri ; mașina este însă dotată cu încă un grup de patru cilindri, pentru realizarea unei mișcări de rotire continuă a capului de frezare.

Agregatele hidrostatice pentru antrenarea mecanismului de rotire al frezei sînt amplasate pe trenul auxiliar. Aceste agregate sînt alcătuite din mai multe unități, astfel încît defectarea unei unități nu afectează în totalitate, înaintarea scutului.

Transportoarele pentru evacuarea pămîntului excavat sînt alcătuite dintr-un sistem de brațe de încărcare (similar cu cel de la încărcătoarele pentru zăpadă), un transportor cu racleți înclinat la aproximativ 30° și un sistem de transportoare cu bandă orizontale.

Dispozitivul de montare a bolțurilor (erectorul) lucrează în interiorul „cozii scutului". Erectorul este dublu fiind alcătuit din două brațe extensibile radial și cu posibilitate de rotire. Brațele sînt prevăzute la extremități cu dispozitive de fixare a bolțarilor. Dispozitivele de prindere pot fi deplasate paralel cu axa longitudinală a tunelului ; au articulații cardanice, ceea ce permite aducerea bolțarului în orice poziție necesară montajului. Toate mișcările erectorului se realizează hidraulic.

Trenul auxiliar servește pentru amplasarea agregatelor hidrostatice care acționează mecanismele scutului, a transportoarelor pentru evacuarea pămîntului excavat, a transportorului pentru bolțari, a aparatajului electric, a agregatelor pentru injecții ș.a. Trenul auxiliar se deplasează simultan cu scutul, fiind legat de mantaua acestuia printr-un dispozitiv de tractare.

Aparatura electrică cuprinde circuitele, întrerupătoarele, elementele de siguranță și de comandă, electrice, amplasate pe partea de joasă tensiune a transformatorului.

O particularitate a scutului, o constituie sistemul de excavare a pămîntului, cu sprijinirea simultană a frontului de lucru, reprezentat schematic în figurile 14 și 15.

După cum s-a arătat, capul de frezare este alcătuit din plăci de sprijinire fixe și plăci de tăiere mobile. În timpul rotirii capului de frezare, plăcile de sprijinire realizează o pre-

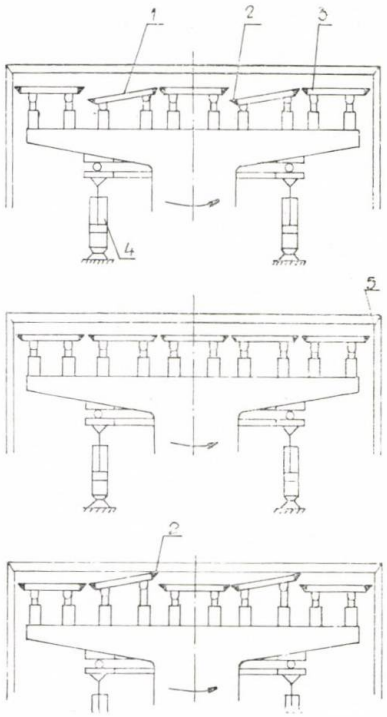


Fig. 14 Sistem de excavare în întregime mecanizat :
a) în pămînturi instabile ;
b) cu frontul de sprijinire complet închis ;
c) în pămînturi stabile ;
1 — placă de tăiere ;
2 — margine tăietoare ;
3 — placă de sprijin ;
4 — cilindru avans freză ;
5 — mantaua scutului ;

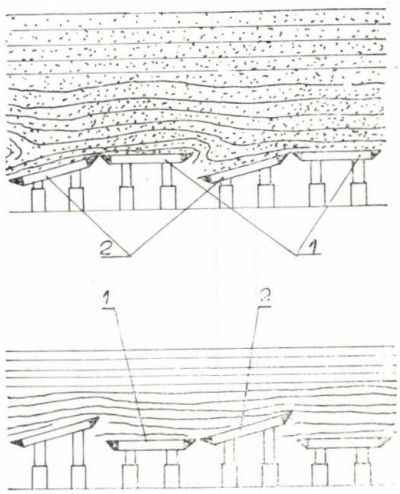


Fig. 15 Sistem de excavare în întregime mecanizat.
1 — plăci de sprijinire fixe ;
2 — plăci de tăiere reglabile

siune activă care compactează pămîntul. În cazul înaintării în pămînturi instabile, plăcile de tăiere sînt retrase (ca în figura 14 a), iar în terenurile coezive sînt reglate spre înainte (ca în figura 14 c). În primul caz este necesară realizarea numai a unei fante care să permită pămîntului să intre singur în interiorul scutului, iar în al doilea caz, plăcile de tăiere sînt astfel reglate încît să poată așchia. În cazul pămînturilor cu stabilitate extrem de critică, plăcile de tăiere pot fi aduse în același plan cu cele de sprijin, obținîndu-se în acest fel, o închidere totală a frontului de lucru.

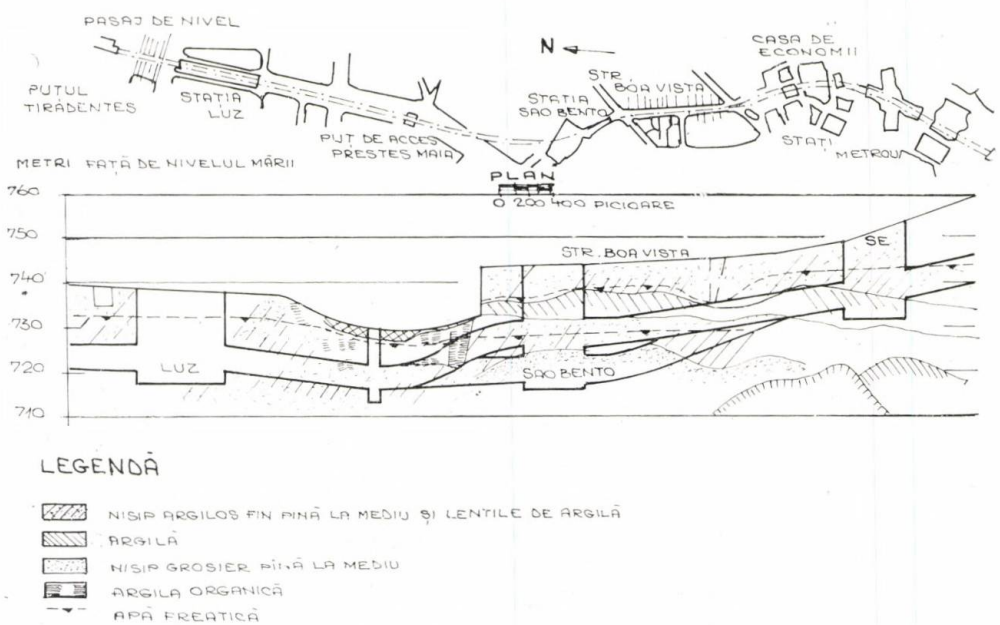


Fig. 16 Secțiune geologică longitudinală a unei porțiuni din tunelul de la Sao Paolo, unde unele tronsoane au fost executate cu scuturi de tip Bade.

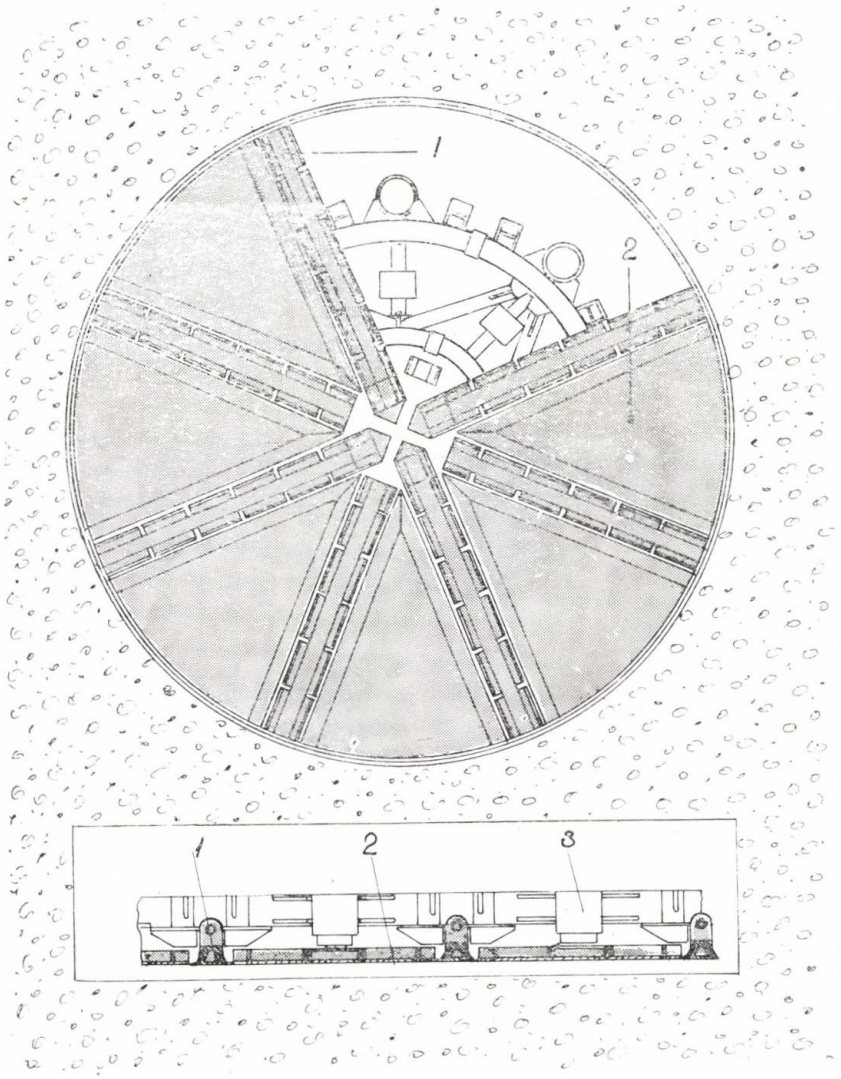


Fig. 17 Freza scutului Westfalia Lünen :
1 — grinzi suport ale cuţitelor ;
2 — placă de sprijin ;
3 — cilindru cu arc pentru rezemarea plăcilor.

Sistemul de excavare descris, permite ca scutul să poată înainta atît în terenuri stabile, cît şi în cele instabile, prin reglarea corespunzătoare a poziţiei plăcilor de tăiere.

În tabel sînt redate principalele caracteristici tehnice ale scutului.

Scutul BADE de tip Sao Paolo are caracteristici foarte apropiate de tipul Viena [12]. De menţionat că primele scuturi mecanizate de tip BADE au fost utilizate la construcţia metroului din Hamburg [10].

În figura 16 este reprezentat traseul unei porţiuni din tunelul de la Sao Paolo, unde au lucrat şi scuturi de tip Bade.

Scutul WESTFALIA-LÜNEN [3] este utilizabil în pămînturi cu diferite stratificaţii, instabile sau cu stabilitate mică. Scutul este echipat cu un cap de frezare alcătuit din grinzi port-cuţite şi din plăci de sprijin, care reazemă pe arcuri reglabile (vezi figura 17). Capul de frezare are o mişcare de rotire pendulară, unghiul de rotire fiind de aproximativ 50° (în aşa fel, încît în funcţie şi de numărul de grinzi port-cuţit al capului de frezare, să nu rămînă porţiuni de pămînt nesăpat). Sistemul de rotire pendulară a capului de frezare, are următoarele avantaje în comparaţie cu sistemul cu rotire continuă :

1 — deoarece grinzile port-cuţit lucrează în acelaşi pămînt (unghiul de rotire corespunzînd la o stratificaţie cu pămînt de aceeaşi natură), pot fi prevăzute cu cuţitele corespunzătoare categoriei de pămînt respective ;

2 — se înlătură pericolul rotirii mantalei scutului, în timpul înaintării ;

3 — momentul de rotire necesar excavării şi forţa de împingere, ambele la valori ridicate, pot fi realizate cu un mecanism de gabarit mai redus ;

4 — capul de frezare cu mișcare de rotire pendulară permite îndepărtarea corpurilor străine, pietre și diferite alte incluziuni din frontul de lucru, fără a fi necesare intervenții speciale.

Mecanismul de rotire al frezei poate fi demontat ușor, astfel încît fără acesta, scutul poate fi utilizat în continuare ca un scut semimecanizat sau manual.

Mecanismul de rotire împreună cu capul de frezare este ghidat în interiorul scutului și apăsat pe frontul de lucru de cilindrii de înaintare, realizîndu-se și în acest caz, o presiune activă, reglabilă în funcție de natura pămîntului.

Pe platformele trenului auxiliar sînt montate pompele pentru antrenarea hidrostatică a cilindrilor care produc mișcarea pendulară a capului de frezare. Viteza de rotație în mișcarea pendulară poate fi reglată manual, în mod continuu. De asemenea, poate fi reglată și valoarea unghiului de pendulare. În figura 18 se prezintă o secțiune longitudinală prin scut, iar în figura 19 o secțiune transversală. Principalele caracteristici tehnice sînt redate în tabelul 1.

În încheiere, se menționează că în prezent sînt în exploatare, fiind utilizate la execuția tunelelor pentru metroul din București, scuturi de tip semimecanizat executate de Intreprinderea „23 August" după proiectul elaborat de I.P.C.F. (Institutul de Proiectări Căi Ferate).

Proiectul I.P.C.F. a fost elaborat după concepția constructivă a unui scut care a fost utilizat la construcții de tunele de cale ferată, cu adaptările impuse de utilizarea la execuția tunelelor de metrou.

Părțile componente principale ale scutului sînt: cuțitul, corpul central, erectorul, precum și sistemul de evacuare mecanizată a pămîntului excavat și de aducere a bolțarilor în zona erectorului.

Prin avansarea scutului, pămîntul este tăiat de cuțit și datorită formei teșite a acestuia, materialul este împins în interiorul scutului (efectul de pană).

Scutul semimecanizat asigură următoarele funcții principale:

— susține conturul excavat pînă la montarea bolțarilor;

— protejează împotriva presiunii terenului — zona în care se construiește inelul de bolțari, pînă la închiderea completă a acestuia;

— susține frontul excavat, prin sistemul de fracționare a taluzului natural al terenului, cu ajutorul sistemelor de obturare cu care este dotat;

— săparea pămîntului și evacuarea acestuia din front;

— montarea bolțarilor din beton armat prefabricat.

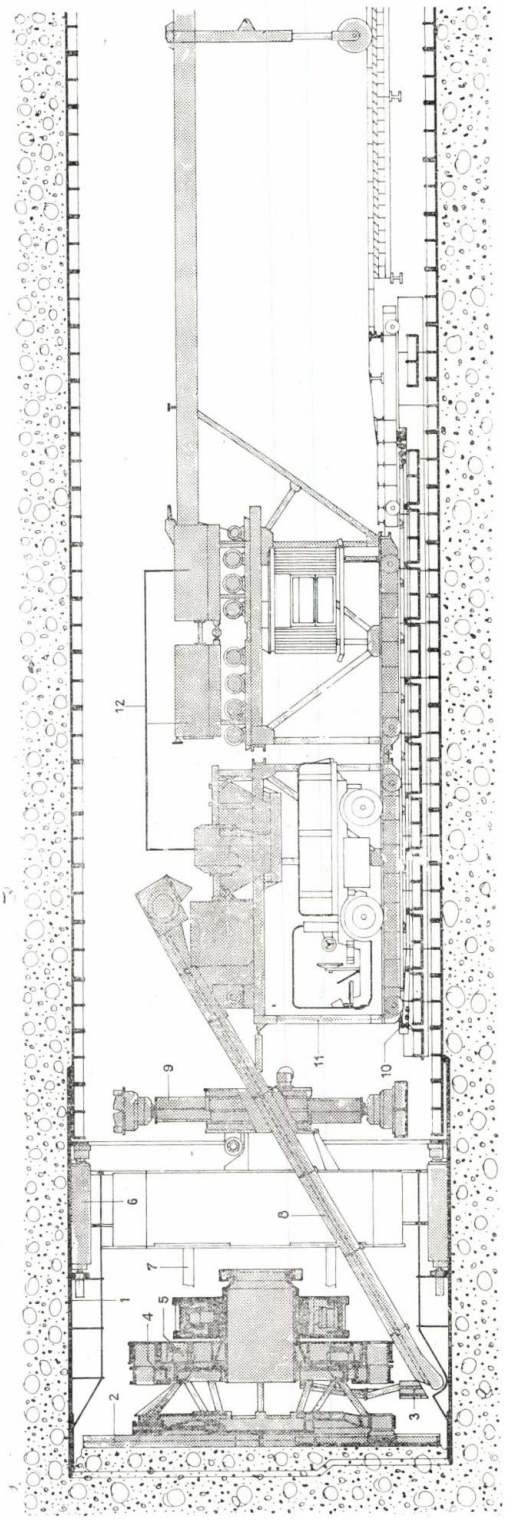


Fig. 18 Secțiune longitudinală prin scutul Westfalia Lünen:
1 — mantaua scutului;
2 — cap de frezare;
3 — braț de afînare;
4 — role de sprijinire radială a capului de frezare;
5 — role de sprijinire axială a capului de frezare;
6 — cilindrii avans scut;
7 — cilindrii avans freză;
8 — transportor cu racleți;
9 — erector cu braț dublu;
10 — transportor pentru bolțari.

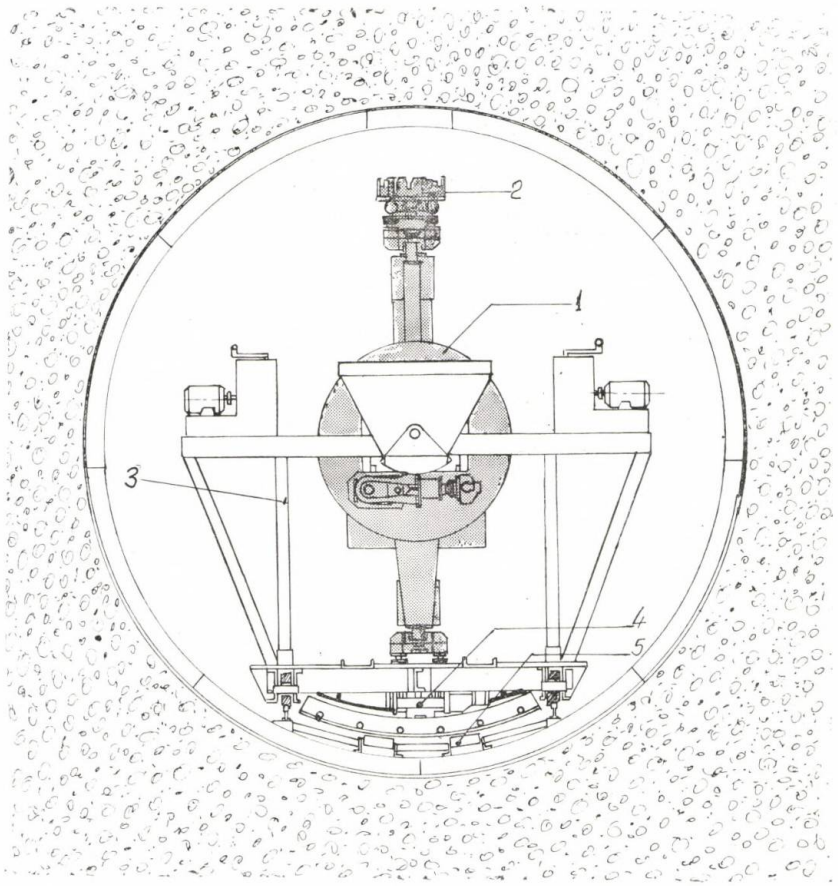


Fig. 19 Secțiune transversală prin scutul Westfalia Lünen :

1 — erector cu braț dublu ;
2 — capul de prindere ;
3 — tren auxiliar ;
4 — transportor pentru bolțari ;
5 — cale de rulare.

Tabelul 1

Principalele caracteristici tehnice ale scuturilor

Tipul scutului	LEA GRANT manual	LEA GRANT semimecanizat	ȘCIN - 1	CALWELD	Mc Alpine	BADE tip Viena tip Sao Paolo	WESTFALIA-LÜNEN
Diametrul exterior (mm)	6 000	6 000	5 694	6 600	6 360	6 030	6 540
Lungimea (mm)	4 000	4 000	4 620	~5 600	18	7 300	~6 950
Forța de avans (tf)	1 400	1 400	1 900	1 500	—	4 500	5 000
Numărul cilindrilor de avans scut	20	20	16	20	1 385	25	20
Momentul de rotire max. (tfm)	—	—	200	~145	286	900	850
Turația corespunzătoare moment max. (rot/min.)	—	—	5	~4	3	~0,25	~0,3
Forța de avans a frezei (tf)	—	—	200	~60	—	880	760
Numărul de cilindri de avans freză	—	—	1	2	—	4	4
Putere instalată (kW)	80	165	450	590	980	810	400
Greutatea max. a bolțarului tf)	—	—	2,08	4,3	3,2	1,5	3,0

Scuturile semimecanizate care au fost puse în funcțiune, în general, au dat rezultate foarte bune, realizîndu-se în practică productivități superioare celei de 1,5 ml. tunel în 24 ore, cît s-a prevăzut în proiect.

La „Expoziția națională a realizărilor științifice și tehnice", organizată cu prilejul încheierii primei ediții a festivalului „Cîntarea României", a fost premiată lucrarea „Scut mecanizat ∅ 6,5 m", prezentată de I.C.P. Faur" — București și Întreprinderea „23 August" — București.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Wagner, H.:* Verkehrs — Tunnelbau, Band, I, Berlin — München, 1968.

[2] *Kühn, G.:* Schildvortriebsmaschinen im U — Bahn und Sielbau, în VDI Zeitschrift, 110, 29, octombrie 1968, pag. 1263—1264.

[3] * * *: Civil Engineering — ASCE, August 1967.

[4] *Balogh, J. ș.a.:* Zárt módszerü metróépités, in Mélyépitéstudomanyi szemle, XXII, 11, noiembrie 1972.

[5] * * *: Broșura Metrostroenie v SSSR, editată de Ministerul construcțiilor în transporturi, Stroiizdat, Moskva 1973.

[6] * * *: Catalog — prospect Mehanizirovannîe prohodiceskie șcitî, Mașinoexport, Vneștorgizdat 1973.

[7] *Berti, P.:* Italy tunnelling on the new Rome metro between Largo Colli Albani and Stazione Termini, in Tunnells and tunnelling, — septembrie - octombrie 1972.

[8] * * *: Wet conditions complicate Rome subway driving, in Engineering Construction World, octombrie 1971.

[9] * * *: Prospectul firmei Mc Alpine — Anglia, 1975.

[10] *Krabbe, W.:* Vollmechanischer Schildvortrieb beim U. Bahnbau St. Georg Hamburg, in Baumaschine und Bautechnik, 13, 11, noiembrie 1966.

[11] *Hinkel, W.:* Geschlossene Bauweise, in Der aufbau, 25, 5/6, 1970, pag. 30—32.

[12] *Amaral L. R., ș.a.:* Tunnel construction for the Sao Paolo subway, referat prezentat la Conferința pentru excavare rapidă și construcția tunelelor în San Francisco, California, S.U.A. 1974.

[13] * * *: Westfalia Schildvortriebsmaschine — System Holzmann, prospect al firmei Westfalia Lünen, 1975.

RECENZII

Tiron, M.: **Prelucrarea statistică și informațională a datelor de măsurare.** Editura Tehnică, București, 1977.

Dezvoltarea puternică a metodelor matematice și electronice de calcul a făcut să crească în mod corespunzător și interesul specialiștilor din diferite ramuri de activitate pentru metodele de prelucrare statistică și informațională a rezultatelor experimentale. Acest interes este datorat faptului că procesele și fenomenele studiate sînt din ce în ce mai complexe, iar rezultatele obținute din prelucrarea datelor de măsurare constituie elemente fundamentale de analiză, utilizate pentru elaborarea sau modificarea unor decizii pe diferite trepte de conducere științifică în toate domeniile de activitate. În acest context lucrarea tratează o mare parte din problemele teoretice ce stau la baza metodelor de prelucrare a datelor experimentale.

În prima parte a lucrării (cap. 1) se face o analiză teoretică a datelor de măsurare prin definirea conceptului de măsurare, clasificarea măsurătorilor și a erorilor de măsurare, a repartiției teoretice a rezultatelor și erorilor de măsurare cu prezentarea unor noțiuni ca : eveniment și probabilitate, funcții și densități de repartiție etc. Se prezintă de asemenea valorile tipice folosite în studiul repartiției rezultatelor și erorilor de măsurare (cuantile, mediane, medii și dispersii, momente, funcții de regresie), precum și cîteva proprietăți ale acestora.

În capitolul 2 se prezintă rezultatele și erorile de măsurare, arătîndu-se că prelucrarea matematică a acestora este strîns legată de cunoașterea legilor după care sînt repartizate (continue și discrete). În cadrul repartițiilor continue este prezentată în detaliu repartiția normală (deducere, proprietăți, compoziție), precum și alte tipuri de repartiții de tip continuu (tip Student, exponențială, Weibull, beta, gama, arcsinus X, Royleigh, hiperbolică triunghiulară etc.). Ca repartiții discrete sînt prezentate repartițiile : H binominală, multinominală, Poisson, hipergeometrică. Tot în acest capitol este descrisă prelucrarea datelor obținute din măsurarea proceselor aleatoare.

În capitolul 3 se definesc indicatorii de precizie cu ajutorul teoriei informației, descriindu-se noțiunile de informație și entropie, precum și cîteva proprietăți ale acestora. Se face o prezentare mai amănunțită a entropiei unor repartiții clasice (normală, exponențială, binominală, Student, etc.) precum și a erorilor de măsurare. De asemenea este introdusă noțiunea de corelație informațională.

Dacă în capitolele precedente s-au arătat o serie de caracteristici teoretice ale unor variabile aleatoare, presupunînd că se cunoaște repartiția exactă a acestor mărimi, în capitolele ce urmează se prezintă metodele de estimare a repartiției datelor de măsurare și a parametrilor de lucru, precum și metode de rezolvare a unor probleme practice.

Astfel în capitolul 4 se analizează repartiția empirică a datelor de măsurare, fiind descrise tipurile de repartiție (repartiția elementului maxim, repartiția elementului minim) precum și valori tipice de selecție folosite în prelucrarea datelor de măsurare (media aritmetică, geometrică, cuartile, decile). În acest capitol se descrie, de asemenea, noțiunea de pondere, legea numerelor mari și calculul valorii entropice a erorii, folosind datele selecției.

În capitolul 5 sînt descrise, pe larg, metodele de estimare a parametrilor : metoda celor mai mici pătrate, metoda verosimilității maxime, metoda bayesiana, metoda informațională, metoda momentelor etc., prezentîndu-se atît principiul fiecărei metode cît și elemente pentru folosirea lor.

În capitolele 6 și 7 se prezintă modul de efectuare a calculelor cu numere aproximative și metode de rezolvare a sistemelor de ecuații algebrice liniare. Astfel, se arată modul de scriere a numerelor în diferite baze, metode de rotunjire alternativă a numerelor, erori ce apar în calculele cu diferite

tipuri de funcţii (trigometrice, logoritmice, algebrice etc.), precum şi modul de rezolvare a sistemelor de ecuaţii algebrice prin metode exacte (metoda Cramer, metoda Gaus, metoda rădăcinilor pătrate etc.) şi metode iterative (metoda iterării simple, metoda Seidel, metoda relaxării).

În ultima parte (cap. 8) sînt descrise metode de verificare a ipotezelor statistice privind influenţa unor factori cu acţiune sistematică asupra rezultatelor şi erorilor de măsurare (metoda comparării mediilor, metoda diferenţelor succesive, metoda dispersională etc.), precum şi teste şi algoritmi pentru analize egalităţii ponderilor, depistarea şi eliminarea rezultatelor afectate de erori grosolane. În acest capitol se urmăreşte aplicarea elementelor statistice şi informaţionale tratate în prima parte.

Tratînd o mare parte din problemele teoretice ce stau la baza metodelor de prelucrare a rezultatelor experimentale, lucrarea este un preţios îndrumar pentru specialiştii din domeniul informaticii şi prelucrării statistice a datelor, precum şi pentru cercetătorii din diverse domenii de activitate, care pentru a găsi noi procedee şi tehnici de lucru, trebuie să folosească cele mai moderne metode de investigaţie, de prelucrare şi interpretare a rezultatelor obţinute.

Ing. Leontin DRUGĂ

Constantinescu, I.N., Darabont, A., Mereţ, N.,: **Mecanica maşinilor şi a instalaţiilor miniere şi de preparare.** Volumul I. Editura Tehnică, Bucureşti, 1977.

Lucrarea — prima încercare de acest gen în literatura noastră tehnică de specialitate în domeniul tehnicii miniere — completează şi amplifică gîndirea matematică aplicată în mecanica instalaţiilor miniere. Pentru prima dată se prezintă într-o formă unitară marele număr de relaţii matematice ce caracterizează din punct de vedere mecanic construcţia şi funcţionarea utilajelor şi instalaţiilor miniere.

Sarcinile importante aflate în faţa industriei miniere din ţara noastră implică o mecanizare avansată a operaţiilor tehnologice de bază şi a celor ajutătoare, crearea de noi maşini şi instalaţii adecvate condiţiilor de zăcămînt. Autorii — cunoscuţi specialişti în domeniul tehnicii miniere — prin lucrarea de faţă pun la dispoziţia corpului tehnico-ingineresc din instituţiile de cercetare şi proiectare de profil metodologia şi relaţiile matematice pentru determinarea parametrilor de bază ai utilajelor şi instalaţiilor miniere, fapt ce constituie un preţios ajutor la proiectarea şi exploatarea acestora.

În afara personalului din domeniul proiectării, lucrarea se adresează practicienilor din industria minieră, doctoranzilor, cadrelor didactice din învăţămîntul minier de toate gradele, precum şi studenţilor din învăţămîntul superior minier.

În lucrare sînt tratate (pentru prima oară în literatura de specialitate din limba română) probleme importante ca mecanica perforării percutante, rotative şi roto-percutante, statica şi dinamica maşinilor de havat şi a combinelor miniere.

Totodaăt, se analizează acţionarea hidraulică a maşinilor miniere, statica şi dinamica plugurilor pentru cărbuni, precum şi statica şi dinamica maşinilor de încărcat, cu numeroase contribuţii originale ale autorilor. Lucrarea clarifică şi completează problemele legate de caracterizarea matematică a procesului de dislocare prin diferite procedee şi utilaje a substanţelor minerale, întro- gamă largă de duritate.

În fiecare capitol se pune un accent deosebit pe exemplele de calcul referitoare la principalele probleme abordate, cu scopul unei mai bune înţelegeri a noţiunilor prezentate.

Între calităţile lucrării trebuie subliniată contribuţia importantă pe care o aduc autorii la unificarea şi sistematizarea unui bogat material informaţional, tratarea (pentru prima dată în ţara noastră) a unor probleme de interes major pentru mecanizarea operaţiilor miniere. Autorii au reuşit să îmbine armonios în prezentare probleme ale mecanicii rocilor şi ale mecanicii aplicate, cu aspectele specifice ale maşinilor şi instalaţiilor miniere, ale transportului minier, imprimînd lucrării un pronunţat caracter interdisciplinar unitar.

Volumului I al acestei lucrări, consacrat mecanicii maşinilor şi instalaţiilor miniere din subteran, devine un material de bază al practicii de proiectare tice şi studenţilor din învăţămîntul superior minier.

Prof. dr. ing. Andrei MAGYARI

al specialiştilor, foarte util şi necesar cadrelor didac-

Abonaţi-vă
la revista
CONSTRUCŢIA
DE MAŞINI

Condiții de prezentare a manuscriselor pentru revista „Construcția de mașini"

1. **Textul** unui articol împreună cu desenele să nu depășească 15 pag. convenționale, 2000 semne.

2. **Dactilografierea** se execută la 2 rînduri în pag. de 2000 semne, pe hîrtie albă, pe o singură față a filei. Pagina va avea o margine albă de 3 cm lățime în stînga. Formulele se scriu foarte clar, cu semnele matematice și literele conf. STAS suficient de mari, cu tuș.

3. **Desenele** se execută în tuș pe calc, la dimensiuni între formatele A6 și A4. Dacă sînt figuri-foto, acestea nu trebuie să depășească formatul A4 și să fie foarte clare, cu efectele de contrast foarte pronunțate.

4. **Toate figurile și tabelele** care însoțesc articolul trebuie menționate în text. Figurile trebuie să aibe titluri și legende și să fie însoțite de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată de textul articolului. Nu se va scrie pe nici o figură titlul și legenda; legătura se face prin numărul lor conf. borderoului separat într-un plic adecvat prezentate. În tipografie diferitele elemente ale materialului (text, borderou de figuri, bibliografii, tabele) se prelucrează în secții diferite, de aceea ele trebuie prezentate pe foi separate.

5. **Tabelele** trebuie dactilografiate pe foi separate de text (în text li se va indica doar locul ca și pentru figuri), deoarece au alt regim tipografic.

6. **Bibliografia** trebuie dactilografiată tot pe o pagină separată de text și prezentată conf. STAS nr. 6158—60 și anume: **Cărți:** numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul cărții (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual traducerea în lb. română), numărul ediției în cifre arabe, numărul volumului în cifre arabe, numărul volumului în cifre romane, locul publicării, pagina la care se trimite sau prima și ultima pagină a fragmentului. **Periodice:** numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul articolului (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual cu traducerea în lb. română), titlul periodicului precedat de cuvîntul „In", numărul volumului sau anul de apariție (în cifre arabe) numărul de ordine al numărului de periodic, data numărului, pag. citată sau prima și ultima pag. a fragmentului citat sau a articolului întreg, după cum citează, doar o anumită pagină, un fragment, sau un articol în întregime. Cînd lucrarea citată a fost tradusă în lb. română, titlul se scrie în traducere, dar cu mențiunea că lucrarea a fost tradusă și din ce limbă.

7. **Predarea la redacție** a manuscrisului dactilografiat se face în două ex., din care un original și o copie. Originalul este însoțit de desenele în tuș pe calc și fotografii cînd este cazul, iar cel de-al doilea exemplar este însoțit de ozalide sau xerocopii ale figurilor în calc sau de al doilea rînd de fotografii cînd este cazul.

8. Autorul trebuie *să garanteze conținutul științific* al articolului, iar textul prezentat redacției să fie revizuit după dactilografiere, deoarece în timpul fazelor editoriale și tipografice nu îl mai revede, deci nu mai poate interveni în acest text după predarea manuscrisului.

9. Conf. regulilor editoriale manuscrisele și figurile — publicate sau nu — nu se mai restituie autorului.

10. Materialele, prezentate conform regulilor de mai sus, se primesc la redacția revistei „Construcția de mașini", la următoarea adresă:

    OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PT. IND. CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI

    Redacția revistei „Construcția de mașini" Cal. Victoriei 133. S. 1, clădirea mică, parter, cod 71102 BUCUREȘTI, Of. poștal 22, Căsuța poștală 2974.

11. Orice informație și referință se pot obține la telefoanele: 50.31.30 (direct) și 50.40.90/253 sau 274, redactor: ȘERBAN TEODORESCU.

12. Materialul va fi însoțit — obligatoriu — de o **adeverință** semnată de conducerea instituției unde activează autorul, specificînd respectarea legilor în vigoare cu privire la păstrarea secretului.

13. Va fi însoțit și de **rezumatele lucrării** în lb. română, franceză, engleză, rusă și germană.

AUTOMAT DE IMPLETIT IN PĂTRATE UDAFV 60

Produce împletituri de sîrmă pătrate pentru grătarul de protecție și împrejmuiri ; lucrează după procedeul spiralelor duble și are o productivitate ridicată.

AVANTAJE:

— **Deservire ușoară prin comandă electrică**

— **Deservirea mai multor mașini**

— **Siguranță în deservire, prin oprirea automată a mașinii în cazul unor perturbări la introducerea sîrmei**

— **Mărimea ochiurilor cuprinsă între 20 și 60 mm**

— **Lățimi de împletire de la 1 000 la 2 000 mm**

Vă rugăm să ne scrieți. Vă vom informa cu plăcere despre automatul nostru UDAFV 60.

SKET

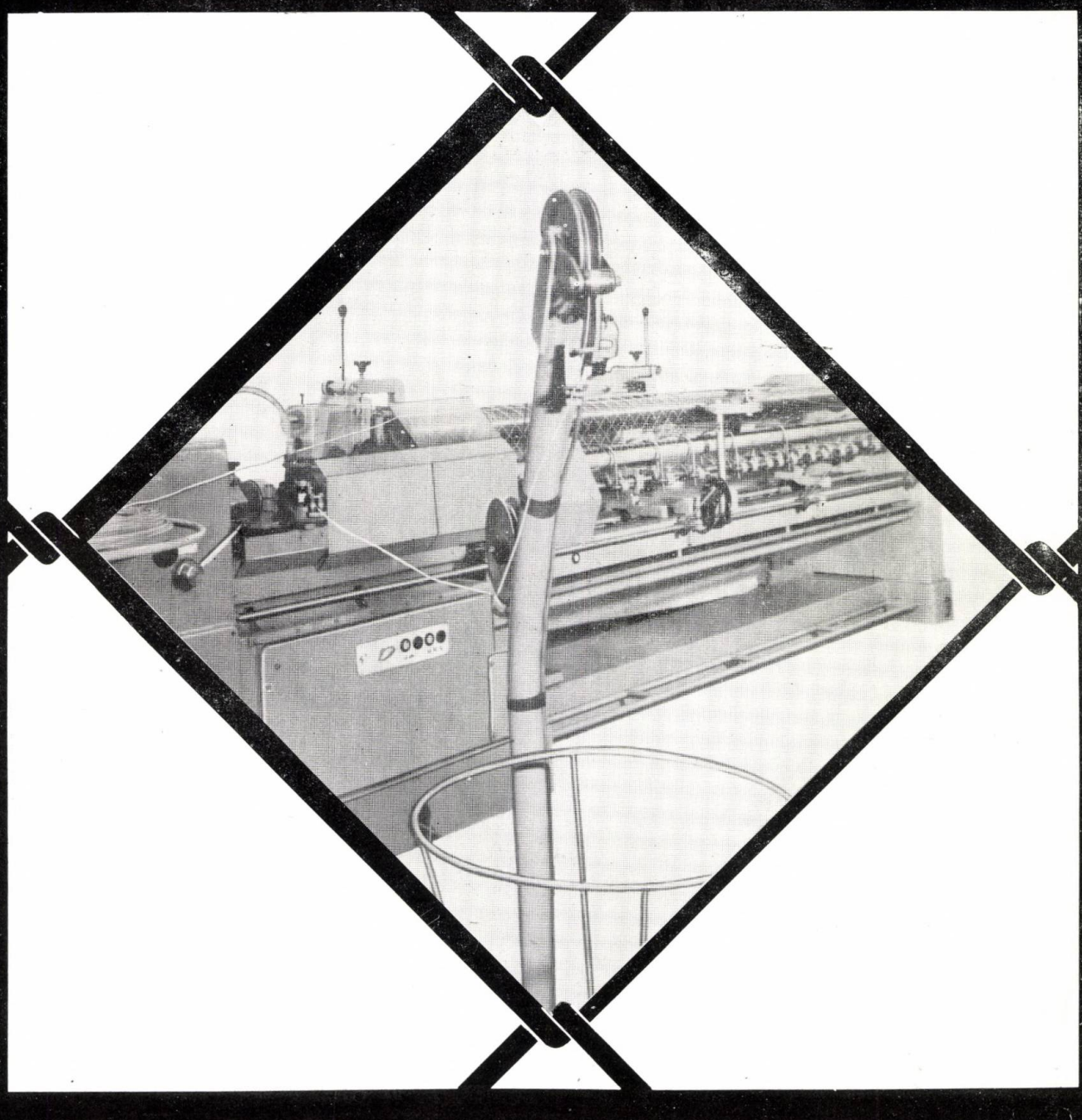
VEB Schwermaschinenbau-Kombinat
·Ernst Thälmann·Magdeburg

Exporteur:

INVEST EXPORT

Volkseigener Außenhandelsbetrieb
der
Deutschen Demokratischen Republik
Johannes-Dieckmann-Straße 7-9
DDR-108 Berlin

Informații privind exportul:
Ambasada R.D.G. din R. S. România
Secția comercială TKB INVEST EXPORT
BUCUREȘTI 59.
Str. Compozitorilor nr. 30, Sc. A



PUBLICOM

robotron

Robotron Export-Import
Intr. de comert exterior din
REPUBLICA
DEMOCRATA
GERMANA
108 Berlin
Friedrichstraße 61

Ambasada RDG în RS România
Reprezentanța Comercială
București
Calea Dorobanților 14

MICROCALCULATORUL DE CARE AVEȚI NEVOIE !

Față ce se cere unui calculator modern pentru comanda automată a utilajelor și a proceselor :

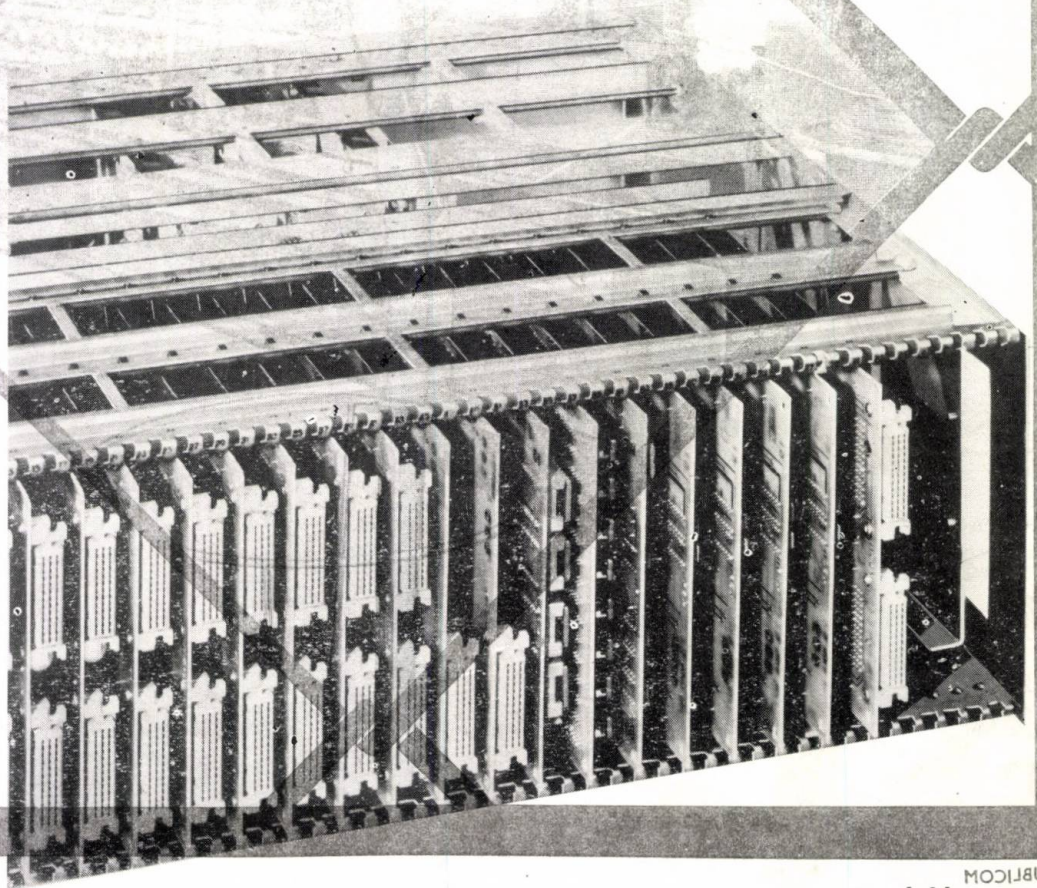
- randament ridicat ;
- flexibilitate ;
- posibilitați de extindere.

Toate aceste calități le găsiți la microsistemul nostru de calcul ROBOTRON K 1510, care posedă elemente de construcție orientate spre microproces, ocupă un spațiu redus și consumă un minimum de energie. Este gîndit logic pînă în cele mai mici amănunte. Unitatea de prelucrare centrală, inclusiv comenzile de racordare și accesoriile periferice, cum sînt: ecranul, unitatea de deservire și claviatura permit posibilități de aplicare variate și avantajoase din punct de vedere financiar. La acestea se adaugă suporturile pentru asamblarea completă a elementelor de construcție cu ajutorul documentației de sisteme proprii.

UNITATE CENTRALA DE PRELUCRARE

- Microreceptor tip U 808
- Lățimea de prelucrare: un bit, în paralel
- Numărul de comenzi : 48
- Memoria: cu semiconductori PROM/RAM
- Capacitatea: 16 kilobiți
- Unități conectate prin fișe: 135 x 170 mm²
- Conectări: TTL compatibile, intrări de putere mică TTL, ieșiri.

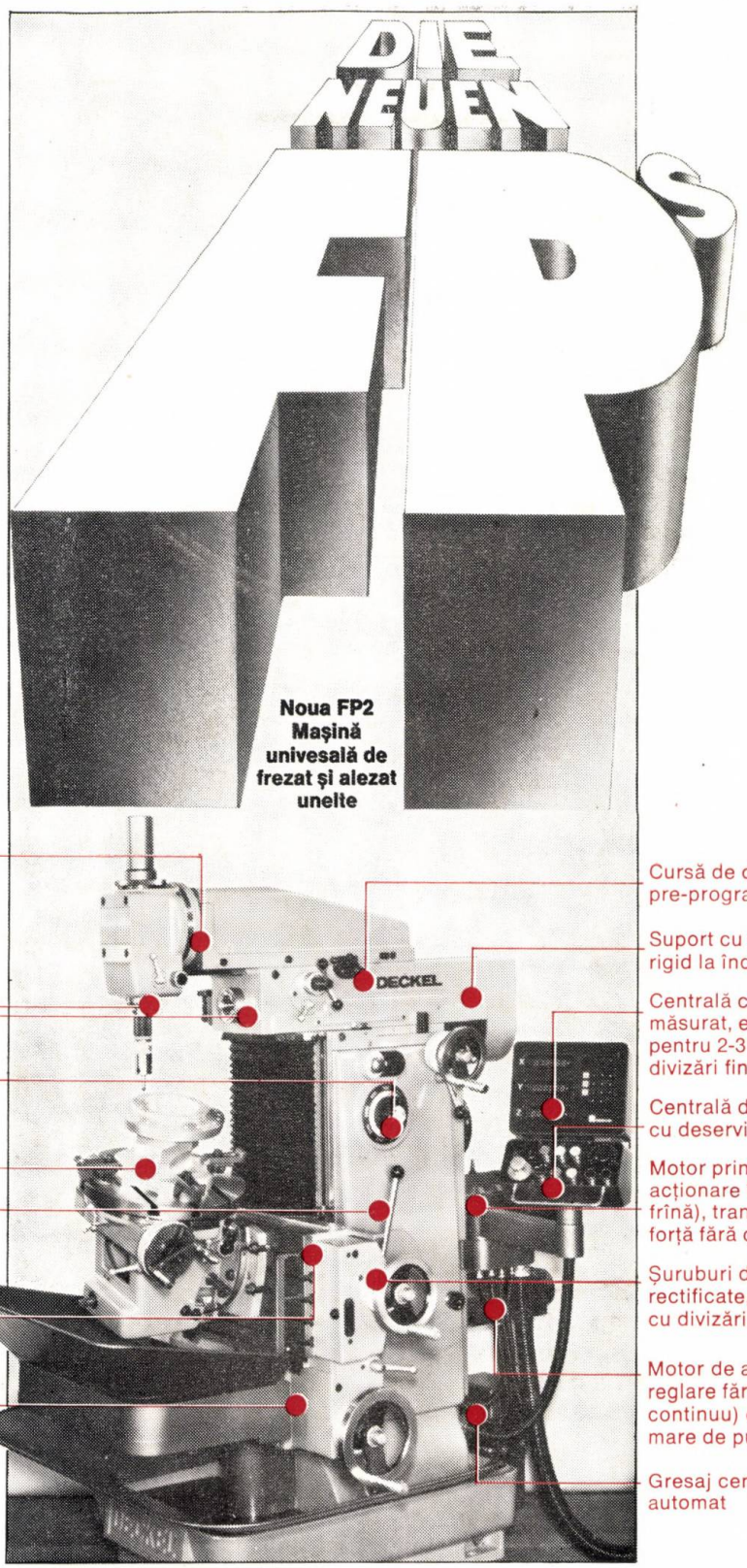
Vă invităm să vă informați ! Vă punem la dispoziție - cu plăcere - și alte informații.



robotron K 1510

publicom
DEWAG DRESDEN

PLUS PUNCTE PENTRU



Cap frezor vertical deplasabil întărit, cu poziţie verticală de precizie, uşor şi repede de înzestrat (fără dat jos)

Fuse de lucru deplasabile

Domeniu de rotaţie extins 1:100 în 21 trepte dreapta/stînga

Piesă de precizie FP

Schimbător de avans acţionat frontal, blocat reciproc cu fixătorii

Ghidaje armate (strat glisant) frecare redusă, fără uzură.

Batiu extrem de robust cu ghidarea mesei de lucru deosebit de lungă.

Cursă de deplasare pre-programată

Suport cu şurub, robust rigid la îndoire-torsiune

Centrală clară de măsurat, ecran digital pentru 2-3 axe cu divizări fine

Centrală de comandă cu deservire facilă

Motor principal de acţionare întărit (motor cu frînă), transmisie de forţă fără oscilaţii

Şuruburi de transport rectificate, scale-disc cu divizări fine

Motor de avans cu reglare fără trepte (curent continuu) cu rezervă mare de putere

Gresaj central automat

DECKEL

Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
Plinganserstr. 150, D-8 München 70

Rum

FT Formare Miezuire Turnare
Moulding Core making Casting

TT Tratamente termice și termochimice
Heat and thermochemical treatment

DP Deformări plastice
Plastic deformation

SM Studiul metalelor
Metal study

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI PROIECTĂRI TEHNOLOGICE PENTRU SECTOARE CALDE

TECHNOLOGICAL INSTITUTE FOR HOT PROCESSES

Institutul elaborează la cerere: tehnologii, know-how, expertize, studii, proiecte pentru utilaje, instalații, linii complexe, secții și unități industriale, precum și materiale auxiliare pentru domeniul sectoarelor calde și acordă solicitanților asistență tehnică de înaltă calificare.

1978 MAJ 19

The institute elaborates on order technologies, know-how, expert appraisements, studies, designs for equipment, installations, complex lines, shops and industrial units, as also auxiliary materials for hot processing field, and grants to its sollicitors technical assistance of high skillness.

I. C. P. T. S. C. Șos. Olteniței nr. 105
75651 București, ROMANIA
TELEPHONE 83. 21. 70 TELEX 11798 calde r

ICPTSC

E 3279

REFERATIVA

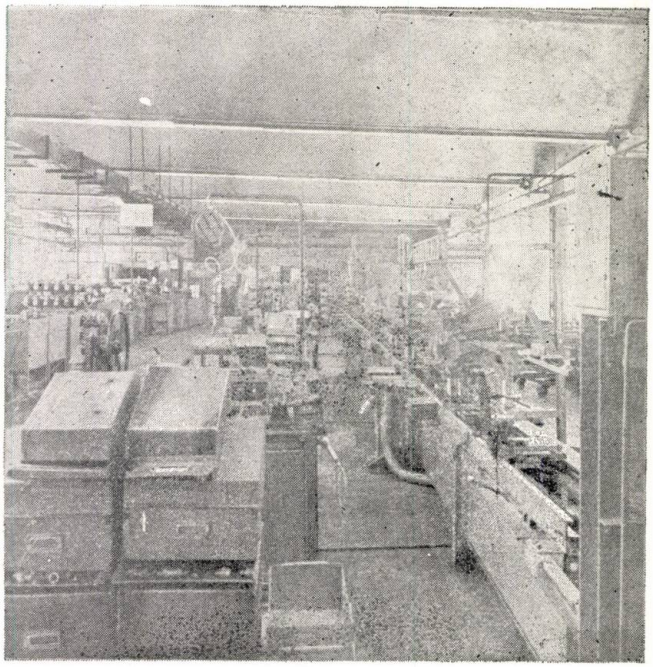
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

5

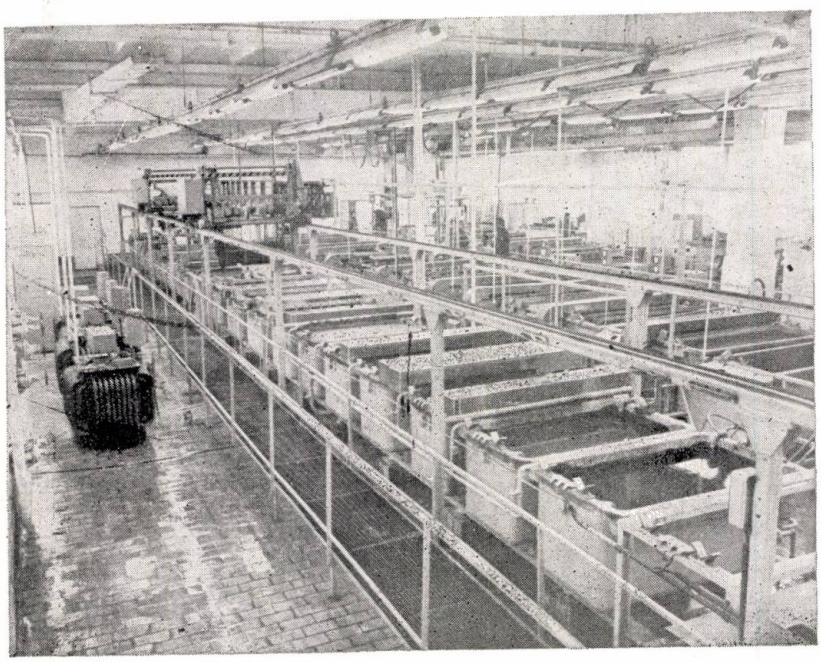
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ MAI ■ 1978

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA

Linie pentru montajul pompelor de injecție
la Intreprinderea de mecanică fină - SINAIA



Linie automată de galvanizare
la Intreprinderea «ELECTROCONTACT» BOTOSANI



proiectate de **ICPTCM**;
institutul are ca activități principale:

- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI TEHNOLOGICE PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCTIILOR DE MASINI

MECHANICAL ENGINEERING AND RESEARCH INSTITUTE
Telefon 83 21 70 75 651 BUCURESTI - Sector 5 Sos. Olteniței nr 105

BIBLIOTECA CENTRALĂ

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 5, MAI 1978

CUPRINS

1. *Metode de proiectare cu calculatorul*

TOFAN, M., STANCIU, I., MUNTEANU, M., GROVU, M., TOGĂNEL, L. : **Determinarea eforturilor în placa încărcătorului frontal al tractorului IF-3600 prin metoda elementului finit.** 213

MIULESCU, P., OLTEANU, C., MUNTEANU, M. : **Aplicarea elementului finit la analiza tensiunilor în roțile dințate cilindrice cu dinți drepți.** 216

MUT, F., MUNTEANU, M. : **Asupra stabilității elastice a barelor cu pereți subțiri.** 219

RADU, G., ZAKARIAS, Z. : **Considerații privind comportarea mecanismului de distribuție sub aspect dinamic.** 224

PEREȘ, G., SEITZ, N., IONIȚĂ, T., OLTEANU, C. : **Cercetări privind stabilirea solicitărilor dinamice din transmisia mecanică a autotrenului I.T.I.A. de 38 tone, echipat cu motor de 256 CP.** 227

2. *Calitate, fiabilitate*

GHEORGHE, D., PANTAZOPOL, D. : **Precizări asupra noțiunii de rang median cu aplicații în studiul fiabilității automobilului.** 232

SĂLĂJAN, C. ș.a. : **Instalație pentru testarea pompelor de ulei ale motoarelor de autovehicule.** 236

BEJAN, C., NEMȚAN, I., RADU, G. : **Cercetări pentru determinarea rezistenței la încovoiere a unor angrenaje planetare.** 240

PETRESCU, N., STANCIU, I., GROVU, M. : **Metode pentru culegerea și prelucrarea datelor, în vederea determinării regimului simulativ de încercare la oboseală a cîtorva subansamble de autovehicule.** 245

PETRESCU, N., STANCIU I., PAPADOPOL, G. : **Stabilirea regimului de încercare simulativă a pompelor hidraulice.** 249

JÂȘCANU, M. : **Încercări pe standul cu frecare constantă a unor materiale de fricțiune rigide.** 252

NECULĂIASA, V. : **Metoda, mașina și unele rezultate experimentale privind uzura abrazivă a articulațiilor deschise.** 257

3. *Materiale documentare*

CONSTANTINESCU, LIDIA : **Neutronografie cu generatori de neutroni cu acceleratori de deuteroni de mică energie.** 260

Revista apare sub îndrumarea :
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu

SUMAR

CZ : 629.114.2 : 631.37

Tofan, M., Stanciu, I., Munteanu, M., Grovu, M., Togănel, L.: **Determinarea eforturilor în placa încărcătorului frontal al tractorului IF-3600 prin metoda elementului finit.**

În lucrarea de față s-au determinat solicitările în placa încărcătorului frontal al tractorului IF-3600 prin metoda elementului finit. Solicitările din cuplele de legătură ale plăcii au fost determinate pe modelul matematic atașat încărcătorului frontal, pornind de la torsorul echivalent forțelor exterioare care acționează în centrul de greutate al cupei. Rezultatele obținute au fost comparate cu datele experimentale obținute prin tensometrare.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 213, 3 fig., 2 tab., 3 ref.

CZ : 621.833

Miulescu, P., Olteanu, C., Munteanu, M.: **Aplicarea elementului finit la analiza tensiunilor în roțile dințate cilindrice cu dinți drepți.**

Lucrarea are ca scop determinarea valorilor tensiunilor în cazul încovoierii dinților, pentru angrenajele cilindrice cu dinți drepți cu profil în evolventă, în scopul obținerii cît mai exacte a durabilității în exploatare. Structura studiată este substituită de un model matematic compus dintr-un număr de elemente, legate între ele de un număr finit de puncte nodale. Rezultatele calculelor sînt verificate pe cale experimentală pe un model fotoelastic al unui angrenaj dat. Posibilitatea simulării încercării danturii facilitează determinarea prin calcul a regimurilor de lucru la încercările accelerate a transmisiilor.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 216, 6 fig., 3 ref.

CZ : 621—412 : 681.31

Mut, F., Munteanu, M.: **Asupra stabilității elastice a barelor cu pereți subțiri.**

Lucrarea își propune să studieze flambajul local al barelor drepte cu pereți subțiri. Este descrisă metoda de calcul (bazată pe folosirea unor elemente finite speciale) pe baza căreia autorii au elaborat un program de calculator în limbajul FORTRAN. În final rezultatele obținute de autori sînt comparate cu rezultate din literatura de specialitate, concordanța dintre ele fiind foarte bună. Rezultatele numerice sînt prezentate sub formă de diagrame pentru cîteva cazuri particulare de bare cu pereți subțiri.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 219, 4 ref.

CZ : 621.431.73 : 621—233 : 681.31

Radu, G., Zakarias, Z.: **Considerații privind comportarea mecanismului de distribuție sub aspect dinamic.**

Lucrarea de față se integrează în preocupările pe care autorii le au în legătură cu proiectarea și optimizarea camelor motorului de automobil și a mecanismului de distribuție în general, cu ajutorul calculatoarelor numerice. În lucrare se prezintă cîteva modele dinamice ale mecanismului de distribuție și se alege modelul monomasic pentru care se scrie ecuația diferențială de mișcare care permite verificarea continuității lanțului cinematic, a „așezării timpurii" a supapei, precum și calculul forței dinamice ce apare în cuplul camă-tachet. Se dă în continuare soluția ecuației și schema logică de rezolvare pe calculatorul numeric. În încheiere se prezintă unele rezultate ce justifică abordarea acestei probleme.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 244, 2 fig., 2 ref.

CZ : 621—235 : 621—85

Pereș, G., Seitz, N., Ioniță, T., Olteanu, C.: **Cercetări privind stabilirea solicitărilor dinamice din transmisia mecanică a autotrenului I.T.I.A. de 38 t echipat cu motor de 256 CP.**

În lucrare este prezentată realizarea concretă a modelării transmisiei autotrenului I.T.I.A. de 38 t, programul de calcul întocmit permițînd modificarea unui număr mare de parametri, ceea ce face posibilă studierea celor mai grele condiții de funcționare ale transmisiei. Rezultatele obținute precum și metodica de cercetare folosită, sînt utile pentru stabilirea corectă a regimurilor de calcul ale transmisiilor autovehiculelor.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 227, 7 fig., 1 tab., 23 ref.

CZ : 629.113/.114

Gheorghe, D., Pantazopol, D.: **Precizări asupra noțiunii de rang median cu aplicații în studiul fiabilității automobilului.**

Noțiunea de „rang median" se folosește în practica studiului de fiabilitate a sistemelor tehnice, în special fiabilitatea automobilelor. Se deduc formulele de calcul al rangului median și se determină funcția cumulativă de frecvență. Se fac observații pe un număr ales de autoturisme, pentru care se stabilesc rangurile mediane, se trasează diagrama funcției cumulative de frecvență, precum și banda de încredere la 90%.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 232, 5 fig., 4 ref.

CZ : 629.113/.114 : 621.431.73 : 621.65/.69

Sălăjan C. și alții: **Instalație pentru testarea pompelor de ulei ale motoarelor de autovehicule.**

Instalația permite măsurarea următorilor parametri : presiunea de refulare, temperatura uleiului, turația pompei, momentul de torsiune la arborele de antrenare al pompei, timpul de amorsare, puterea absorbită de pompă și debitul pompei. Cu datele obținute se pot trasa caracteristicile debit în funcție de turație, la diferite presiuni constante și debit în funcție de presiune la diferite turații, care permit aprecierea comparativă și absolută a performanțelor pompelor lor, a calității execuției tehnologice, corectitudinea asamblării, modul de reglaj al supapei de siguranță etc.

Se prezintă principalele părți componente ale instalației : circuitul hidraulic, circuitele electrice de alimentare a motorului de încălzire a uleiului, de măsurare a debitului, momentului de torsiune și turației.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 236, 5 fig., 4 ref.

CZ : 621.83

Bejan, C., Nemțan, I., Radu, G.: **Cercetări pentru determinarea rezistenței la încovoiere a unor angrenaje planetare.**

Lucrarea prezintă larga împrăștiere a unor coeficienți de durabilitate a angrenajelor și în continuare cîteva posibilități de încercare la oboseală a roților dințate, cu referiri speciale la o încercare stimulatoare alternant simetrică. Se prezintă posibilități teoretice de interpretare a datelor experimentale, utilizînd elemente din teoria fiabilității. În final se prezintă rezultate concrete ale unor încercări efectuate după metoda de accelerare Prott și prelucrate conform metodicii propuse de autori.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 5, p. 240, 6 fig., 2 tab., 10 ref.

CONTENTS

DC : 629.114.2 : 631.37

Tofan, M., Stanciu, I., Munteanu, M., Grovu, M., Togănel, L.: **IF-3600 tractor front loader plate stress determination by the finite element method.**

This paper shows how they achieved stress determination in the IF-3600 tractor front loader plate, by the finite element method. The stresses in the linking couples of the plate have been determined on the mathematical model attached to the front loader, by starting from the generalized forces vector, which is equal to the outer forces acting in the bucket center of gravity. The results obtained have been compared to the experimental ones obtained by strain gauging.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 213, 3 fig., 2 tab., 3 ref.

DC : 621.833

Miulescu, P., Olteanu, C., Munteanu, M.: **Finite element application to straight toothed cylindrical gear strain analysis.**

The paper presents the intensity factor determination of tooth bending in straight toothed cylindrical gears with involute section to obtain a more exactly working stability. The studied structure is substituted by a mathematical model compound of a number of elements linked with nodal points finite number. The calculation data are experimentally controlled on photoelastical model of a given gear. The possibility of tooth test simulation makes easy the determination by computation of working conditions in transmission accelerated tests.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 216, 6 fig., 3 ref.

DC : 621—412 : 681.31

Mut, F., Munteanu, M.: **On the elastic strength of the thin-walled beams.**

The purpose of this paper is to study the local buckling of the straight thin-walled beams, and to describe the calculation method (based on application of some special finite elements) on the basis of which the authors set up a FORTRAN computer program. In the end there is a comparison made between the results obtained by the authors and the ones issued in the literature, their agreement being quite good. The numerical results are being presented in the form of diagrams for several special cases of thin-walled beams.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 219, 4 ref.

DC : 621.431.73 : 621—233 : 681.31

Radu, G., Zakarias, Z.: **Considerations regarding distribution mechanism behaviour from a dynamic point of view.**

This paper representes the authors' preoccupation in connection with design and improvement of the car engine cams and of a distributions mechanism, as a general concept, with the help of digital computers. It is a presentation of several dynamic models of the distribution mechanism and a selection of a mono-massic model for which they wrote the differential motion equation which in its turn will allow checking the continuity of the kinematic chain, of the 'early setting' of the valve as well as checking the calculation of the dynamic force occuring in the cam-camfollower link. It is also a presentation of the solution given to the equation and the logical diagram for solving it on a digital computer. In the end there is a presentation of the results which prove taking into account this problem.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 224, 2 fig., 2 ref.

DC : 621—235 : 621—85

Pereș, G., Seitz, N., Ioniță, T., Olteanu, C.: **Investigation with regard to find out the dynamic stresses within the mechanical transmission of the I.T.I.A 38 t tractor-train with 256 HP engine.**

The paper presents an actual achievement of the transmission in the 38 t I.T.I.A. tractor-train. The computer program allows many parameters to be modified, which again allow the analysis of the most difficult operating condition of the transmission. The results obtained and the investigation method used are useful in a correct establishment of the calculation condition of the vehicle transmissions.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 227, 7 fig., 1 tab., 23 ref.

DC : 629.113/.114

Gheorghe, D., Pantazopol, D.: **Considerations regarding the nation of „median rank" with aplications in the study of automobile reliability.**

The article discusses the notion of median rank with special reference to the study of reliability of technical systems, particularly the study of automobile reliability. The median rank calculation formulae are infered and the frequency cumulative function is established. On the basis of observations made on a certain number of passenger cars the median ranks were established and the frequency cumulative function diagram, as well as the trust band of 90% were traced.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 232, 1 fig., 1 tab., 5 ref.

DC : 629.113/.114 : 621.431.73 : 621.65/.69

Sălăjan, C. a. o.: **Instalation for testing oil pumps of vehicle motors.**

This installation permits the measuring of following parametres : delivering under pressure, oil temperature, pump rotations, twisting moment at the pumps shaft, the fetching time, and the pump discharge. With the obtained data we can find discharge charakteristics depending on the variations of the pressure at various discharches. This fact permits the comparative and absolute estimation of pump performances, of the tehnological execution quality, and also of the adjust method of the relief valve. There are presented the main component parts of the mentioned installation : hydraulic circuit, electrical circuits for the motor alimentation, oil heating pressure measuring and the moment and discharges twisting.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 236, 5 fig., 4 ref.

DC : 621.83

Bejan, C., Nemțan, I., Radu, G., **Research on flexural strength test of some planet gears.**

The paper presents the great diffusion of some gear durability factors and some posibilities of gears fatigue test with special references on a symmetrical alternating stimulative test. In presents the theoretical possibilities of experimental data interpretation using reliability theory components. Finally it presents the concrete results of some tests carried out according to PROTT acceleration method and worked in accordance to the author's proposed procedures.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 240, 6 fig., 2 tab., 10 ref.

SOMMAIRE

CD : 629.114.2 : 631.37

Tofan, M., Stanciu, I., Munteanu, M., Grovu, M., Togănel, L.: **Le détermination des efforts dans la plaque du chargeur frontal du tracteur IF-3600 par la méthode de l'élément fini.**

On a établi les sollicitations dans la plaque du chargeur frontal du tracteur IF-3600 par la méthode de l'element fini. Les sollicitations dans l'accouplement de liaison de la plaque ont été déterminé sur modèle mathématique attaché au chargeur frontal, en commençant du torseur équivalent aux forces extérieurs qui actionnent dans le centre de gravité de la benne. Les résultats obtenus ont été comparés aux données expérimentales réalisées par tensomètre.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 213, 3 fig., 2 tab., 3 ref.

CD : 621.833

Miulescu, P., Olteanu, C., Munteanu, M.: **L'application de l'élément fini à l'analyse des tensions dans les roues dentées cylindriques à denture droite.**

L'ouvrage a pour but la détermination des valeurs des tensions dans le cas de courbement de la denture aux engrenages cylindriques à denture droite et profil en développante pour obtenir une durabilité plus exacte en exploitation. La structure étudiée est remplacée par un modèle mathématique composé par un nombre d'éléments, liés par un nombre de points nodaux. Les résultats des calculs sont vérifiés par voie expérimentale sur un modèle fotoélastique d'un engrénage donné. La possibilité de simuler l'essai de la denture facilite la détermination par calcul des régimes de travail aux essais accelérés des transmissions.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 216, 6 fig., 3 ref.

CD : 621—412 : 681.31

Mut, F., Munteanu, M.: **Sur la stabilité élastique des barres à parois minces.**

On y étudie le flambage local des barres droites à parois minces. On décrit la méthode de calcul (fondée sur l'utilisation des éléments finis spéciaux) par laquelle les auteurs ont élaboré un programme sur calculateur en langage FORTRAN. Les resultats obtenus par les auteurs sont comparés avec les résultats de la littérature de spécialité, leur concordance étant très bonne. Les résultats numériques sont présentés sous forme de diagramme pour quelques cas particuliers de barres à parois minces.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 219, 4 ref.

CD : 621.431.73 : 621—233 : 681.31

Radu, G., Zakarias, Z.: **Considérations concernant le comportement du mécanisme de distribution sous aspect dynamique.**

Les auteurs ce sont préoccupés de l'étude et le perfectionnement des cames des moteurs de l'automobile et du mécanisme de distribution en général, à l'aide des calculateurs numériques. On présente quelques modèles dynamiques du mécanisme de distribution et on choisit le modèle monomassique pour lequel on écrit l'équation différentielle de mouvement qui permet la vérification de la continuité de la chaine cynématique, de la „fixation premature" de la soupape, ainsi que le calcul de la force dynamique qui surgit dans le couple came-taquet. Ensuite on donne la solution de l'équation et le schéma logique de résolution, sur calculateur numérique. En conclusion on présente quelques résultats qui justifient l'abord du problème.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 224, 2 fig., 2 ref.

CD : 621—2

Pereș, G., Seitz, N., Ioniță, T., Olteanu, C.: **Recherches concernant la détermination des sollicitations dynamiques de la transmission mécanique du train à rémorque I.T.I.A. de 38 t à moteur de 256 CV.**

On présente la réalisation concrète du modèle de la transmission du train à remorque I.T.I.A. de 38 t le programme de calcul établi, permettant la modification d'un grand nombre de paramètres, ce qui fait possible l'étude des conditions les plus difficiles de fonctionnement de la transmission. Les résultats obtenus, ainsi que la méthode de recherche sont utiles pour la détermination correcte des régimes de calcul des transmissions des véhicules-moteurs.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 227, 7 fig., 1 tab., 23 ref.

CD : 629.113/.144

Gheorghe, D., Pantazopol, D.: **Précisions sur la notion de rang médian avec des appliquations dans l'étude de la fiabilité de l'automobile.**

Dans cet article on présente la notion du rang médian pour l'utiliser dans la pratique d'étude de la fiabilite des systèmes techniques et, surtout, pour l'etude de la fiabilité de l'automobile. On déduit les formules de calcul du rang médian et on détermine la fonction cumulative de frequence. On fait des remarques sur un nombre choisi de voitures de tourism on détermine les rangs médians et on trace le diagramme de la fonction cumulative de fréquence, ainsi que la bande de confiance à 90%.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 232, 1 fig., 1 tab., 5 ref.

CD : 629.113/.114 : 621.431.73 : 621.65/.69

Sălăjan, C. e.a.: **Installation pour tester les pompes à huile des moteurs de véhicules.**

L'installation permet de mesurer les paramètres suivants : pression de refoulement, température de l'huile, nombre de tours de la pompe, moment de torsion à l'arbre d'entrainement de la pompe. A l'aide des données obtenues on peut tracer les caractéristiques du débit en fonction de nombre de tours à de différantes pressions constantes et en fonction de pression à de divers nombres de tours, qui permettent l'appréciation comparative et absolue des performances des pompes et de la qualité de l'exécution technologique ainsi que un assamblage et un mode de réglage de la saupape de sûreté, corrects. On y présente les principales parties composantes de l'instalation : le circuit hydraulique, les circuits électriques d'alimentation du moteur, de chauffage de l'huile, de mesure du débit, du moment de torsion et du nombre de tours.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 235, 5 fig., 4 ref.

CD : 621.83

Bejan, C., Nemțan, I., Radu, G: **Recherches pour la détermination de la résistance à la flexion de quelques engrenages plannétaires.**

On y étudie la grande diffusion de quelques coefficients de durabilité des engrenages et quelques possibilités d'essai à la fatigue des roues dentées, avec références speciales à un essai stimulateur alternant symétrique. On y présente les possibilités théoriques d'interprétation des données expérimentales en utilisant les éléments de la théorie de fiabilité. Enfin, on présente les résultats positifs de quelques essais effectués d'après la méthode d'accélération de PROTT et arrangés conformément à la méthode proposée par les auteurs.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 5, p. 240, 6 fig., 2 tab., 10 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 629.114.2 : 631.37

Tofan, M., Stanciu, I., Munteanu, M., Grovu, M., Togănel, L.: **Bestimmung der in der Frontladderplatte des IF-3600 Schleppers auftretenden Spannkräfte, mit Hilfe des endlichen Elementes Verfahren.**

In dieser Arbeit hat man die Spannkräfte in der Frontladderplatte des IF-3600 Schleppers durch das Verfahren des endlichen Elementes bestimmt. Die Beanspruchungen in der Verbindungskopplung der Platte wurden auf dem zum Frontladder beigelegten mathematischen Modell bestimmt, indem man von zu Ausserkräfte äquivalenten Vektor der generalisierten Kräfte anfängt, welche Kräfte im Kübbe'schwerpunkt wirken. Die Ergebnisse wurden mit den experimentellen, durch dynamischen Dehnungsmessungen erhaltenen Ergebnissen verglichen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 213, 3 Bild., 2 Taf., 3 Lit.

DK : 621.833

Miulescu, P., Olteanu, C., Munteanu, M.: **Verwendung des endlichen Elementes zur Spannungs-analyse der Geradestirnradgetriebe.**

Die Arbeit stellt din Bestimmung der Biegespannungswerte in der Evolventen-Geradestirnzahnrad, dar um eine genauere Betriebsdauerfestigkeit erhalten zu können. Die zur Analyse unterworfene Struktur wurde von einem mathematischen Modell mit mehreren durch endlichvielen Knotenpunkte verbundenen Elementen ersetzt. Die Ergebnisse sind experimentell auf einem spannungsoptischen Modell eines angegeben Getriebes geprüft. Die Möglichkeit den Verzahnungsversuch nachzuahmen, wird die rechnerische Bestimmung der Betriebszustände in den beschleunigten Transmissionsversuchen vereinfachen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 216, 6 Bild., 3 Lit.

DK : 621—412 : 681.31

Mut, F., Munteanu, M.: **Über die elastische Festigkeit der dünnwandigen Träger.**

Die Arbeit analysiert die örtliche Knickung der geraden dünnwandigen Träger und beschreibt das Rechenverfahren (auf Grund einiger besonderen endlichen Elemente), womit die Autoren ein FORTRAN Rechenanlageprogramm hergestellt haben. Zum Schluss sind die von den Autoren erhaltenen Ergebnisse, mit denen in der Fachliteratur erworbenen verglichen. Der Einklang ist sehr gut. Din numerische Werte sind in Diagrammen für einige besondere dünnwandige Träger dargestellt.

Construcţia de masini, 30 (1978), Nr. 5, S. 219, 4 Lit.

DK : 621.431.73 : 621—233 : 681.31

Radu, G., Zakarias, Z.: **Beachtung betreffend das Verhalten des Steuerungsantriebs dynamisch gesehen.**

Diese Arbeit gehört zur Tätigkeit der Autoren die sich mit Entwurf und Verbesserung der Motornocken und Steuerungsantrieben, mit Hilfe der Zahlenrechenanlagen befassen. Sie stellt einige dynamischen Modelle des Steuerungsantriebs vor und wählt das monomassige Modell aus, wofür man die Bewegungs-Differentialgleichung schreibt, die Prüfung der Stetigkeit der kinematischen Kette, des „Frühaufsetzens" des Ventiles, wie auch die Berechnung der in der Nocken-Stössel Verbindung auftretenden dynamischen Kraft lassen wird. Man gibt auch die Lösung der Gleichung und das logische Bild zur Lösung auf der numerischen Rechenanlage an. Die vorgestellten Ergebnisse weisen die Anfassung dieser Probleme nach.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 224, 2 Bild., 2 Lit.

DK : 621—235 : 621—85

Pereş, G., Seitz, N., Ioniţă, T., Olteanu, C.: **Untersuchungen über Feststellungen der in der mechanischen Transmission des mit Motor 256 PS ausgerüsteten Schleppzuges I.T.I.A. 38 t auftretenden dynamischen Beanspruchungen.**

Die Arbeit stellt die effektive Durchführung der Transmissionsgestaltung des Schleppzuges I.T.I.A. 38 t vor. Das Rechenprogramm lässt die Änderung vieler Kennlinien zu, was das Studium der schwersten Betriebsbedingungen der Transmission möglich macht. Die erhaltenen Ergebnisse wie auch das verwendeten Untersuchungsverfahren sind notwending zur korrekten Feststellung der Rechenzustände der Fahrzeug-Transmissionen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 227, 7 Bild., 1 Taf., 23 Lit.

DK : 629.113/.114

Gheorghe, D., Pantazopol, D.: **Feststellungen im Zusammenhang mit dem Begriff „mittlerer Rang" und einige Anwendungen im Studium der Ausfallsicherheit bei den Kraftfahrzeugen.**

In dem Artikel wird der Bedgriff „mittlerer Rang" vorgestellt und konkret beim Studium der Ausfallsicherheit technischer Systeme, mit besonderem Augenmerk auf die Ausfallsicherheit der Kraftfahrzeuge, angewandt. Die Rechenformeln des „mittleren Ranges" werden abgeleitet und die kumulative Funktion der Frequenz bestimmt. Auf Grund von Untersuchungen die an einer Zahl von Personenkraftwagen durchgeführt wurden, konnten die mittleren Ränge bestimmt werden, das Diagramm der kumulativen Funktion sowie das Vertrauensband bei 90%.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 232, 1 Bild., 1 Taf., 5 Lit.

DK : 629.113/.114 : 621.431.73 : 621.65/.69

Sălăjan, C. u.a.: **Einrichtung zum Überprüfen der Ölpumpen bei Kraftfahrzeugmotoren.**

Die Einrichtung erlaubt das Messen folgender Parameter: Ausschubdruck, Öltemperatur, Drehzahl der Pumpe, Torsionsmoment beim Antrieb der Pumpe, Anklingzeit und Durchflussmenge der Pumpe. Mit den erhaltenen Angaben erhält man die Charakteristik der Durchflussmenge, bezüglich der Drehzahl, bei konstantem Druck und die Durchflussmenge bezüglich verschiedener Drehzahlen, welche die vergleichende und absolute Schätzung der Pumpen, ihrer Qualität vom Standpunkt der Ausführung betrachtet, sowie auch die Regelung des Sicherheitsventils, usw. Es werden die wichtigsten Teile der Einrichtung vorgestellt: die hydraulische Shaltung, elektrischen Schaltungen der Speicherung des Motors, die Erwärmung des Öls, die Messung des Torsionsmomentes des Durchflusses und die Umdrehzahl.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 236, 5 Bild., 4 Lit.

DK : 621.83

Bejan, C., Nemţan, I., Radu, G.: **Forschungen zur Bestimmung der Biegungsfestigkeit einiger Planetenradgetriebe.**

Die Arbeit stellt die weite Verbreitung einiger Dauerfestigkeitsbeiwerte der Getriebe, wie auch einige Möglichkeiten zum Ermüdungsversuch der Zahnräder, mit besondere Beziehungen auf einen wechselnd-symetrischen anregenden Versuch dar. Es sind auch theoretische Deutungsmöglichkeiten der experimentellen Daten vorgestellt, indem man Elemente der Zuverlässigkeitstheorie verwendet. Zum Schluss stellt man tatsächliche Ergebnisse einiger nach Prott durchgeführten Beschleunigungsmethode und nach, von den Autoren angebotenen Verfahren, durchgeführten Versuche vor.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 240, 6 Bild., 2 Taf., 10 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

Д.К.: 629.114.2:631.37

Тофан, М., Станчу, И., Грову, М., Тогэнел, Л., Мунтеану, М.: **Определение усилий в плите фронтального погрузчика трактора ИФ-3600 методом элемента конечного порядка.**

В настоящей работе были определены нагрузки в плите фронтального погрузчика ИФ-3600 методом элемента конечного порядка. Нагрузки в присоединительных парах плиты были определены на математичеткой моделе, прикрепленной к фронтальному погрузчику, исходя из вектора обобщенных сил, эквивалентного внешним силам, действующим в центре тяжести ковша. Палученные результаты были сравнены с экспериментальными данными, полученными тензометрированием.

Constructţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 213, 3 рис., 2 таб., 3 лит.

ДК:621.833

Миулеску, П., Олтеану, Ч., Мунтеану, М.: **Применение элемента конечного порядка при анализе напряжений в цилиндрических зубчатых колес с прямыми зубьями.**

Цель работы — определение значений напряжений при изгибе зубьев цилиндрических зацеплений с прямыми зубьями эвольвентного профиля в виду палучения более точным образом эксплуатационной долговечности. Структура была изучена на математической моделе, составленной из числа элементов, связанных между ними конечным числом узловых точек. Результаты расчётов экспериментально были проверены на фотоэластичной модели данного зацепления. Возможность симулирования испытания зубьев облегчает определение расчётом рабочих режимов при ускоренных испытаниях трансмиссий.

Constructţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 216, 6 рис., 3 лит.

Д.К.: 621-412:681.31

Мут, Ф., Мунтеану, М.: **К вопросу эластичной устойчивости тонкостенных балок.**

Работа содержит изучение местного изгиба прямых тонкостенных балок. В работе описан метод расчёта (обоснованный на применении некоторых специальных элементов конечного порядка), на основе которого авторы разрабатывали вычислительную программу на языке ФОРТРАН. В заключении, результаты полученные авторами, сопоставляются с результатами, находящмися в литературе по специальности, их соответствие будучи очень хорошее. Цифровые результаты представлены в виде диаграмм для нескольких частных случаях тонкостенных балок.

Constructţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 219, 4 лит.

Д.К.: 621.431.73:621-233:681.31

Раду, Г., Закариас, З.: **Соображения по поведению распределительного механизма с динамической точки зрения.**

Настоящая работа отражает занятия авторов в связи с конструированием и оптимизацией кулаков автомобильного двигателя и распределительного механизма в общем при помощи ЭВЦМ. В работе представляются несколько динамических моделей распределительного механизма и выбирнется мономассовая моыель, для которой дается уравнение движения, позволяющее проверку непрерывности кинематической цепи, „раннего расположения" клапана, а также расчёт динамического усилия, возникающего в паре кулак-толкатель. В продолжении даётся решение уравнения и логическая схема решения на ЭВЦМ. В заключении представляются некоторые результаты, оправдывающие трактовку этого вопроса.

Constructţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 224, 2 рис., 2 лит.

Д.К.: 621-235:621-85

Переш, Г., Зайц, Н., Ионицэ, Т., Олтеану Ч.: **Исследования по определению динамических нагрузок механической трансмиссии автопоезда ИТИА 38 т, оснащенного двигателем мощностью 256 л.с.**

В работе представляется осуществление моделирования автопоезда ИТИА 38 т, а также вычислительная программа, позволяющая изменение большого числа парамеров, что дает вазмажность изучения самых тяжёлых условий работы трансмисии. Полученные результаты, а также применяемая методика исследований яввяются пригодными для правильного установления расчётных режимов трансмисий автомобилей.

Constructţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 227, 7 рис., 1 таб., 23 лит.

Д.К.: 629. 113/.114

Георге, Д., Пантазопол, Д.: **Новые понятия о средней кванте с употреблениями в исследовании надёжности автомобиля.**

В работе авторы представляют понятие средней кванты (median rang) для его использования при исследований надёжности технических систем и в частности при исследовании надёжности автомобиля. Излагается вывод расчётных выражений средней кванты и функций распределения. На базе наблюдений над определённым числом легковых автомобилей, определялись средние кванты и наряду с этим начертали диаграмму кумулятивной функции и доверительная 90%-ная полоса.

Constructţia de maşini, 30 (1978).
н. 5, стр. 232, 1 рис., 1 таб., 5 лит.

Д.К.: 629.113/.114:621.431.73:621.651.69

Сэлэджан, К., Сабо, В., Переш, Г., Топа, И., Пырвулеску, В., Вулпе, В., Иордаке, Т., Греаву, А., Хрихор, Л.: **Оборудование для завещения насосов масга от двигнтелей автомншин.**

Оборудование позволяет измерение следующих параметров: давление высаживания, температура масла, вращение насоса, крутящий момент приводного вала насоса, время возбуждения, абсорбированная мощность насоса, расход насоса. С достигнутыми данными возможно размечать характеристики — расход в зависимости от вращения у разных вращений которые позволяют сравнительное и абсолютное суждение результатов состояния насосов, качества технологического выполнения, корректность спорки, способ пристрелки предохранительного клапана. Представляются главные составляющие части оборудования: гидравлический контур, электрические цепи, подачи двигателя, нагревания масла, измерения расхода, крутящего момента и вращения.

Constructţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 236, 5 рис., 4 лит.

Д.К.: 621.23

Бежан, К., Немцан, И., Раду, Г.: **Исследования по определению прочности на изгиб некоторых планетарных зацеплений.**

Работа представляет широкое рассеяние некоторых коэффициентов долговечности зацеплений и, в дальнейшем, некоторые возможности испытания на усталость зубчатых колёс с специальными ссылками на стимулирующее испытание поочередно симметричное. Представляются теоретические возможности интерпретации экспериментальных данных, применяя элементы из теории надежности. В заключении представляются конкретные результаты некоторых испытаний, проведенных по ускоренному методу Протта и обработанных согласно продставленной авторами методике.
30ь1978:, н. 5. стр..., 6 рис., 2 тнб., 10 лит.

Constructţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 240, 6 рис., 2 таб., 10 лит.

CZ : 629.113/.114

Petrescu, N., Stanciu, I., Grovu, M.: **Metode pentru culegerea şi prelucrarea datelor în vederea determinării regimului simulativ de încercare la oboseală a cîtorva subansamble de autovehicule.**

Metodele care fac parte din această lucrare au fost concepute în vederea determinării unei solicitări echivalente pentru o evoluţie aleatoare staţionară a solicitării. Au fost concepute două metode care au fost aplicate în două cazuri de subansamble.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 5, p. 245, 4 fig., 4 ref.

CZ : 621.65/.69

Petrescu, N., Stanciu, I., Papadopol, G.: **Stabilirea regimului de încercare simulativă a pompelor hidraulice.**

În lucrare se prezintă metoda folosită de noi pentru stabilirea unui regim de încercare accelerată în laborator, a pompelor hidraulice care funcţionează în instalaţiile servodirecţiilor. În mod similar metoda se poate aplica şi altor elemente hidraulice.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 5, p. 249, 5 fig., 2 tab., 1 ref.

CZ : 621.891 : 531.43/.46

Jâşcanu, M.: **Încercări pe standul cu frecare constantă a unor materiale de fricţiune rigide.**

Lucrarea prezintă rezultatul încercărilor experimentale efectuate pe un stand cu frecare constantă în scopul punerii în evidenţă a influenţei temperaturii, vitezei şi forţei de frecare asupra mărimii coeficientului de frecare în cazul frecării uscate pe fontă a trei tipuri de materiale de fricţiune rigide.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 5, p. 252, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

CZ : 620.178.1.004.6 : 539.375.6

Neculăiasa, N.: **Metoda, maşina şi unele rezultate experimentale privind uzura abrazivă a articulaţiilor deschise.**

În lucrare este prezentată determinarea pe cale experimentală în laborator a uzurii prin abraziune a suprafeţelor în frecare pentru diferite materiale — în funcţie de viteza şi presiunea de contact a celor două piese luate în considerare.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 5, p. 257, 6 fig., 6 ref.

CZ : 621.7 : 338.062.18 : 621.386

Constantinescu, Lidia: **Neutronografia cu generatori de neutroni cu acceleratori de deuteroni de mică energie.**

Lărgirea gamei de aplicaţii a neutronografiei, metodă radiografică de control nedistructiv, este legată de folosirea unor surse de neutroni relativ mai ieftine decît reactorul nuclear şi portabile. Pe baza unui bogat material bibliografic, în articolul de faţă sînt semnalate elementele esenţiale care pledează pentru şi respectiv care limitează utilizarea în neutronografia a generatorilor de neutroni cu acceleratori de mică energie şi sînt prezentate cîteva explicaţii reuşite de utilizare a controlului radiografic folosind aceste tipuri de surse de neutroni.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 5, p. 260, 8 fig., 3 tab., 11 ref.

DC : 629.113/.114

Petrescu, N., Stanciu, I., Grovu, M.: **Data acquisition and arrangement methods for determinating the simulation regime of motor vehicle part fatigue test.**

These methods defines an equivalent strain for random steady evolution of the strain. There are two methods which are applied in two sub-assemblies.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 245, 4 fig., 4 ref.

DC : 621.65/.69

Petrescu, N., Stanciu, I., Papadopol, G.: **Establishing of hydraulic pump simulated test condition.**

The work offers a method of establishing the accelerated test condition in laboratory of hydraulic pumps which are employed in power assisted steering. The method can be applied to other hydraulic units, too.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 249, 5 fig., 2 tab., 1 ref.

DC : 621.891 : 531.43/.46

Jâşcanu, M.: **Constant friction stand tests of friction hard materials.**

This paper presents the results of several tests made on a constant friction stand in order to show how temperature, speed and friction force influence the friction coefficient amount of three friction hard materials which rub dry on to cast iron.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 252, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

DC : 620.178.1.004.6 : 539.375.6

Neculăiasa, V.: **Method, machine and some experimental results concerning the unprotected joint abrasive wear.**

The paper presents the laboratory determination of the friction surface abrasive wear for different materials in terms of speed and contact pressure of the two members into account.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 257, 6 fig., 6 ref.

DC : 621.7.338.062.18 : 621.386

Constantinescu, Lidia: **Neutronography with neutron generators and deuteron accelerator with few energy.**

The extended application of neutronography, a radiographic undestructive control method is used with new neutron sources which are chipper than the atomic energy reactor. Based on a rich bibliographical material, in this article there are mentioned essential elements for limiting the utilisation of neutron generators with accelerators of few energy ; there are also presented some applications in the utilisation of radiographic control, using these new sources of neutron.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 260, 8 fig., 3 tab., 11 ref.

CD : 629.113/.114

Petrescu, N., Stanciu, I., Grovu, M.: **Méthode de recueil et arrangement des données pour la détermination du régime de simulation d'essai à la fatique de quelques sous-ensembles des véhicules-moteurs.**

Les méthodes présentées ont été conçues pour la détermination d'une sollicitation equivalente pour une évolution aléatoire stationnaire de la sollicitation. On a conçu deux méthodes qui ont été appliquées dans deux cas de sous-ensembles.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 245, 4 fig., 4 ref.

CD : 621.65/.69

Petrescu, N., Stanciu, I., Papadopol, G.: **La determination du regime d'essai de simulation des pompes hydrauliques.**

On y présente une méthode utilisée par nous en laboratoire pour la détermination du régime d'essai accéleré des pompes hydrauliques qui fonctionnent dans les installations de la servodirection. La méthode peut être appliquée aussi à des autres éléments hydrauliques.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 249, 5 fig., 2 tab., 1 ref.

CD : 621.891 : 531.43/.46

Jâşcanu, M.: **Essais sur banc à friction constante des matériaux rigides de frottement.**

Les essais expérimentales effectués sur un banc à friction constante prouvent l'influence de la température, de la vitesse et de la force de frottement sur la grandeur du coefficient de frottement, dans le cas du frottement sec sur fonte des trois types de matériaux rigides de frottement.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 252, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

CD : 620.178.1.004.6 : 539.375.6

Neculăiasa, V.: **La méthode, la machine et quelques résultats expérimentaux concernant l'usure abrasive des articulations nonprotégées.**

On y présente le mode de déterminer expérimentalement, l'usure par abrasion des surfaces en frottement pour différents matériaux, en fonction de la vitesse et de la pression de contact des deux pièces considérées.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 257, 6 fig., 6 ref.

CD : 621.7 : 338.062.18 : 621.386

Constantinescu, Lidia : **La diffraction neutronique à l'aide des generateurs des neutrons avec accélération de deutérons de petite énergie.**

L'élargissement de la gamme d'appliquations de la diffraction neutronique, méthode radiographique de contrôle indestructif, est lié à l'utilisation de certaines sources de neutrons relativement plus économiques que la réacteur nucléaire et portables. Sur un matériel bibliographique riche, on y signale les éléments essentiels qui plaident pour cela et qui limitent l'utilisation dans la diffraction neutronique des générateurs de neutrons avec des accélérateurs de déuterons de petite énergie. On y présente aussi quelques appliquations réussies d'utilisation du contrôle radiographique, en employant ces types-ci de sources de neutrons.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 5, p. 260, 8 fig., 3 tab., 11 ref.

DK : 629.113/.114

Petrescu, N., Stanciu, I., Grovu, M. : **Verfahren für Datenspeicherung und Verarbeitung um der Simulationszustand beim Ermüdungsversuch einiger Fahrzeugeinheiten.**

Die Verfahren in dieser Arbeit wurden erfasst, um eine gleichwertige Beanspruchung zu bestimmen. Zwei auf zwei Einheiten aufgebrachten Verfahren wurden erfasst.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 245, 4 Bild., 4 Lit.

DK : 621.891 : 531.43/.46

Petrescu, N., Stanciu, I., Papadopol, G. : **Bestimmung eines für hydraulischen Pumpen Simulationsversuchszustandes.**

Es wird die von I.C.P.A.T. — Braşov verwendeten Methode zur Bestimmung eines schnellen Labor-Versuchszustandes für die hydraulischen Pumpen vorgestellt, welche im Rahmen der Servolenkungen arbeiten. Gleichartig kann man diese Methode auch auf anderen hydraulischen Elemete anwenden.

Construcţia de maşini, 30 (1973), Nr. 5, S. 249, 5 Bild., 2 Taf., 1 Lit.

DK : 621.65/.69

Jâşcanu, M. : **Versuche auf dem Konstantreibungsprüfstand einiger Hartreibungsstoffe.**

Die Arbeit stellt das Ergebnis der experimentellen auf einem Konstantreibungsprüfstand durch geführten Versuche vor, um den Einfluss der Temperatur, Reibungsbeiwertes im Falle der drei auf Guss trockenreibenden Hartreibungsstoffen anszuzeigen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 252, 6 Bild., 2 Taf., 5 Lit.

DK : 620.178.1.004.6 : 539.375.6

Neculăiasa, V. : **Verfahren, Maschine und einige experimentelle Ergebnisse betreffend Abriebsverschleiss der nicht-gekapselten Gelenke.**

Die Arbeit stellt die experimentell Labor-Bestimmung des Abriebsverschleisses der abreibenden Oberflächen verschiedener Materialien abhängig von Geschwindigkeit u. Anpressdruck der zwei betrachteten Werkstücke vor.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 257, 6 Bild., 6 Lit.

DK : 621.7 : 338.062.18 : 621.386

Constantinescu, Lidia : **Neutronographie mit Neutrongeneratoren und Deuteronbeschleuniger mit geringer Energie.**

Die Erweiterung der Neutronographieanwendung und die Radiographiemethode für nichtzerstörbare Kontrolle ist gebunden an die Verwendung neuer Neutronquellen, die relativ billiger sind als der Atomreaktor. Auf Grund eines reichen bibliographischen Materials sind in diesem Artikel die wichtigsten Elemente pro und kontra, in der Anwendeeng der Neutronographie bei Neutronogeneratoren und Deutronbeschleiuuigern vergeführt ; ausserdem werden einige gelungene Anwendungen der radiographischen Kontrolle, mit neuen Neutronquellen gezeigt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 5, S. 260, 8 Bild., 3 Taf., 11 Lit.

Д.К.: 629.113/.114

Петреску, Н., Станчу, И., Грову, М.: **Методы сбора и обработки данных в виду определения симулирующего режима испытания на усталость некоторых автомобильных узлов.**

Методы, представленные в этой работе, были созданы в виду определения эквивалентной нагрузки для стационарной случайной эволюции. Были созданы два метода, которые были применены в двух случаях узлов.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 245, 4 рис., 4 лит.

Д.К.: 621.65/.69

Петреску, Н., Станчу, И., Пападопол, Г.: **Установление режима имитационного испытания гидронасосов.**

В работе представлен применяемый нами метод для установления режима ускоренного лабораторного испытания гидронасосов, работающих в установках серворулевых управлений. Подобным образом этот метод можно применять и у других гидравлических элементов.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 249, 5 рис., 2 таб., 1 лит.

Д.К.: 621.891:531.43/.46

Жышкану, М.: **Испытания на стенде с постоянным трением некоторых жёстких фрикционных материалов.**

Работа представляет результаты опытных испытаний, проведенных на стенде с постоянным трением в виду выявления влияния температуры, скорости и силы трения на величину каэффициента трения в случае сухого трения на чугуне трех типов жестких фрикционных материалов.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 252, 6 рис., 2 таб., 5 лит.

Д.К.: 620.178.1.004.6:539.375.6

Некулэяса, В.: **Метод, машина и некоторые экспериментальные результаты об абразивном износе незащищенных сочленений.**

В работе представляется определение экспериментальным путём, в лаборатории, абразивного износа разными материалами трущихся поверхностей в зависимости от скорости и контактного давления заданных двух деталей.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 257, 6 рис., 6 лит.

Д.К.: 621.7:338.062.18:621.386

Константинеску, Лидия: **Нейтронография с генераторами нейтронов с ускорителями дейтеронов маленькой энергии.**

Увеличение диапазона употребления нейтронографий, рентгенографический метод неразрушительной проверки, связана употреблением некоторых, относительно недорогих источников нейтронов, легко переностных чем ядерным ренктором. С помощью абильного библиографического материала, упоминаются главные элементы которые защищают и соответственно аграничивают употребление генераторов нейтронов с ускорителями дейтеронов маленькой энергии и представляпвофуф ныввно оао ,отнжата тжтетБ оьопаеое ыох ш ются некоторые применения использования рентгенографического контроля с этими источниками нейтронов.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 5, стр. 260, 8 рис., 3 таб., 11 лит.

CZ : 629.114.2 : 631.37

Determinarea eforturilor în placa încărcătorului frontal al tractorului IF-3600 prin metoda elementului finit

Dr. ing. Mihai **TOFAN** — Universitatea Braşov
Ing. Ioan **STANCIU**, ing. Mircea **MUNTEANU**, ing. Mihail **GROVU**, ing. Laurenţiu **TOGĂNEL** — I.C.P.A.T. Braşov

Introducere

Ca urmare a dezvoltării impetuoase a calculatoarelor electronice, s-au produs modificări importante în domeniul calculului structurilor. Astfel au trecut pe prim plan metodele generale (metoda deplasărilor şi metoda eforturilor), în dauna metodelor particulare specifice calculului manual.

Metoda elementului finit, aplicată la calculul structurilor, este o generalizare a calculului structurilor formate din bare pentru a putea rezolva orice structură bi sau tridimensională. Principiul metodei îl constituie divizarea structurilor în elemente interconectate într-un număr finit de puncte (noduri), fiecare element fiind caracterizat printr-o matrice de rigiditate (flexibilitate), dacă este folosită metoda deplasărilor (eforturilor). Metoda este extrem de generală, putîndu-se aborda orice fel de structuri realizate dintr-un singur material sau din materiale diferite, cu caracteristică liniară sau neliniară.

Un alt motiv pentru care această metodă s-a răspîndit este precizia mare (în sens ingineresc) cu care se obţin rezultatele, putîndu-se renunţa la unele ipoteze care sînt indispensabile altor metode.

Deoarece această metodă presupune un volum enorm de calcule, ea este legată indisolubil de utilizarea calculatoarelor numerice.

Determinarea eforturilor în placa încărcătorului prin metoda elementului finit

În lucrarea [1] solicitarea unui element al unui mecanism se reprezintă prin compunerea a trei componente de încărcare :

statică nodală,
dinamică nodală,

dacă sînt transmise prin cuplele de integrare în sistem şi dinamică distribuită dacă este realizată în mişcarea elementului în propriul cîmp accelerat :

$$\{X\}_{\text{Nodal}} = [A]\{\bar{\tau}^{Ext}\} + [M]\{\ddot{q}\}$$

unde :

$\{X\}_{\text{Nodal}}$ — forţele din cuplele elementului ;
$[A]$ — matricea de transmitere a forţelor exterioare ;
$[M]$ — matricea maselor reduse la modurile de mişcare asociate gradelor de mobilitate ale mecanismului ;
$\{\ddot{q}\}$ — acceleraţii generalizate.

Solicitarea locală este răspunsul liniar al sistemului elastic la aceste încărcări nodale şi încărcările dinamice distribuite :

$$[K]\{\delta\} = \{X\}_{\text{Nodal}} - [M]\{\ddot{\delta}\}$$

unde :

$[K]$ — rigiditatea structurii în raport cu deplasările nodurilor elastice în care se discretizează continuul ;
$[M]$ — distribuţia masică a elementelor de legătură între nodurile elastice ;
$\{\ddot{\delta}\}$ — cîmpul de acceleraţii indus de mişcarea de rigid a elementului în lanţul analizat.

În aplicaţia dezvoltată, s-a antrenat doar componenta de încărcare statică.

În lucrarea [2] s-a analizat uniformizarea solicitărilor încărcătorului frontal. Schema cinematică a încărcătorului pe baza căreia s-a dezvoltat modelul matematic din [2] este dată în figura 1.

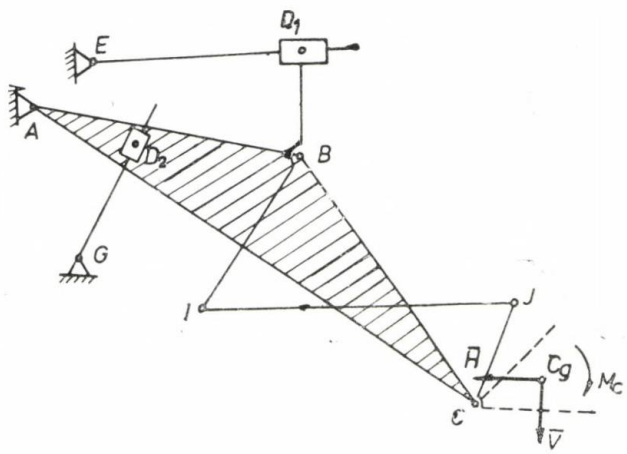


Fig. 1 Schema cinematică a încărcătorului frontal ;

Încărcătorul frontal este articulat pe tractor în trei puncte fixe : A, E şi G. Placa ABC, articulată în A, este rotită în jurul punctului de fixare sub acţiunea cilindrului hidraulic D_2. Cupa încărcătorului, avînd centrul de greutate C_g în care acţionează torsorul forţelor exterioare H, V şi M_c, este rotită de

sistemul de bare HD_1BIJC articulat în B și C pe placă, prin intermediul cilindrului hidraulic D_1. Sistemul prezentat are două grade de mobilitate, iar coodonatele generalizate sînt reprezentate de abscisele unghiulare ale cupei, respectiv ale plăcii, în raport cu un sistem de referință fix.

În cadrul etapei de analiză a solicitărilor, necunoscute au fost reprezentate de forțele din legăturile interioare și exterioare ale plăcii ABC, pentru diferite valori ale coordonatelor generalizate. Forțele din legături au fost reprezentate în sistemul de referință u-A-n, atașat plăcii (fig. 2).

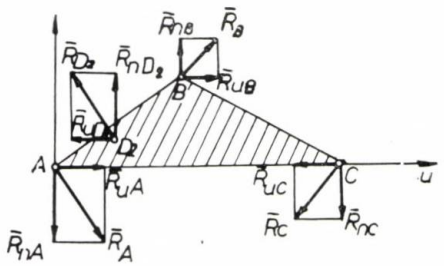


Fig. 2 Forțele din legăturile plăcii ;

Valorile acestor forțe s-au ales pentru poziția „9" din cele 12 poziții succesive analizate pe modelul matematic. Acestei poziții îi corespunde o înălțime a cupei de la sol de aproximativ 1,7 m. Valorile acestor forțe sînt date în tabelul 1.

În vederea aplicării metodei elementului finit, brațul încărcătorului (placa ABC) a fost asimilat cu o placă plană omogenă, de grosime constantă, supusă acțiunii forțelor din legăturile interioare și exterioare, determinate pe modelul matematic. S-au neglijat întăriturile din dreptul articulațiilor și de asemenea chesonul de întărire. Problema a fost tratată în plan urmărindu-se determinarea solicitărilor plane.

S-au ales un sistem de referință x-O-y cu punctul O aproximativ în centrul de curbură al plăcii. Pornind de la ordonatele punctelor de pe conturul plăcii, s-a efectuat o împărțire automată a suprafeței în elemente finite triunghiulare, programul de calcul furnizînd coordonatele nodurilor și elementele atașate acestora. Au rezultat 357 de noduri și 634 de elemente. Punctul A s-a considerat fix, iar punctul D_2 liber după axa Ox.

Programul de calcul SSELF, prezentat în lucrarea [3], furnizează eforturile după Ox, Oy, eforturile maxime și minime, eforturile în coordonate polare, unghiul axelor principale față de sistemul x-O-y, atașate fiecărui element finit. Rezultatele sînt prezentate în figura 3.

În figura 3b este redată evoluția eforturilor în trei secțiuni cu valorile extreme pe contur. În figurile 3a și 3c s-a prezentat evoluția eforturilor pe contur. Se remarcă, că eforturile sînt mari în zona D_2, deoarece și forțele sînt foarte mari în această zonă. În realitate eforturile pe contur evoluează după linia punctată, deoarece în această zonă placa este întărită, lucru de care nu s-a ținut cont în programul de calcul.

În tabelul 2 se prezintă comparativ eforturile determinate prin tensometrare și prin calcul în diverse puncte pe contur, notate în figura 3b cu cifre încercuite. Prin tensometrare s-au determinat eforturile în 10 puncte de pe conturul plăcii, perechile de puncte corespunzînd conturului exterior și respectiv interior. Tensometrarea s-a efectuat în regim static, pentru o înălțime a cupei de la sol de 1,7 m, ce corespunde poziției „9" din programul de calcul din lucrarea [2].

Forțele din legăturile interioare și exterioare ale plăcii ABC

Tabelul 1

RuA [daN]	RvA [daN]	RuD [daN]	RnD [daN]	RuB [daN]	RnB [daN]	RuC [daN]	RnC [daN]
13 000	—43 000	—20 000	45 000	15 000	12 000	—8 000	—14 000

Eforturi unitare tensometrate și măsurate în diferite puncte ale plăcii

Tabelul 2

Numărul punctului	5	10	4	9	3	8	7	2	1	6
σ măsurat [daN/cm²]	645	—384	296	—594	204	—464	—353	187	132	—134
σ calculat [daN/cm²]	616	—659	325	—589	247	—592	—449	242	184	—30,3

Concluzii

a. Se observă o bună concordanță între rezultatele măsurate prin tensometrare în diferite puncte de pe contur și cele calculate.

b. Rezultă din calcul necesitatea întăririi brațului în zona punctului D_2.

c. Rezultatele obținute confirmă avantajele folosirii acestei metode. De asemenea ele scot în evidență corectitudinea rezultatelor obținute în lucrarea [2] în privința forțelor din legături, pe modelul matematic atașat încărcătorului.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Tofan, M. C., Petrescu, N., Grovu, M., Togănel, L., Rusu, V.:* Solicitări dinamice în mecanismele plane cu cuple inferioare. Al doilea simpozion internațional de mecanisme și metode de proiectare cu ajutorul calculatorului, vol. I—3, p. 687—700, 1977.

[2] *Tofan, M. C., Petrescu, N., Grovu, M.:* Uniformizarea solicitărilor încărcătorului frontal de tractor, Construcția de mașini, Nr. 4, 1976.

[3] *Munteanu, M., Liszka, P.:* Prezentarea ansamblului modular SSELF. Comunicare la Sesiunea științifică I.C.P.A.T. — Brașov, 1976.

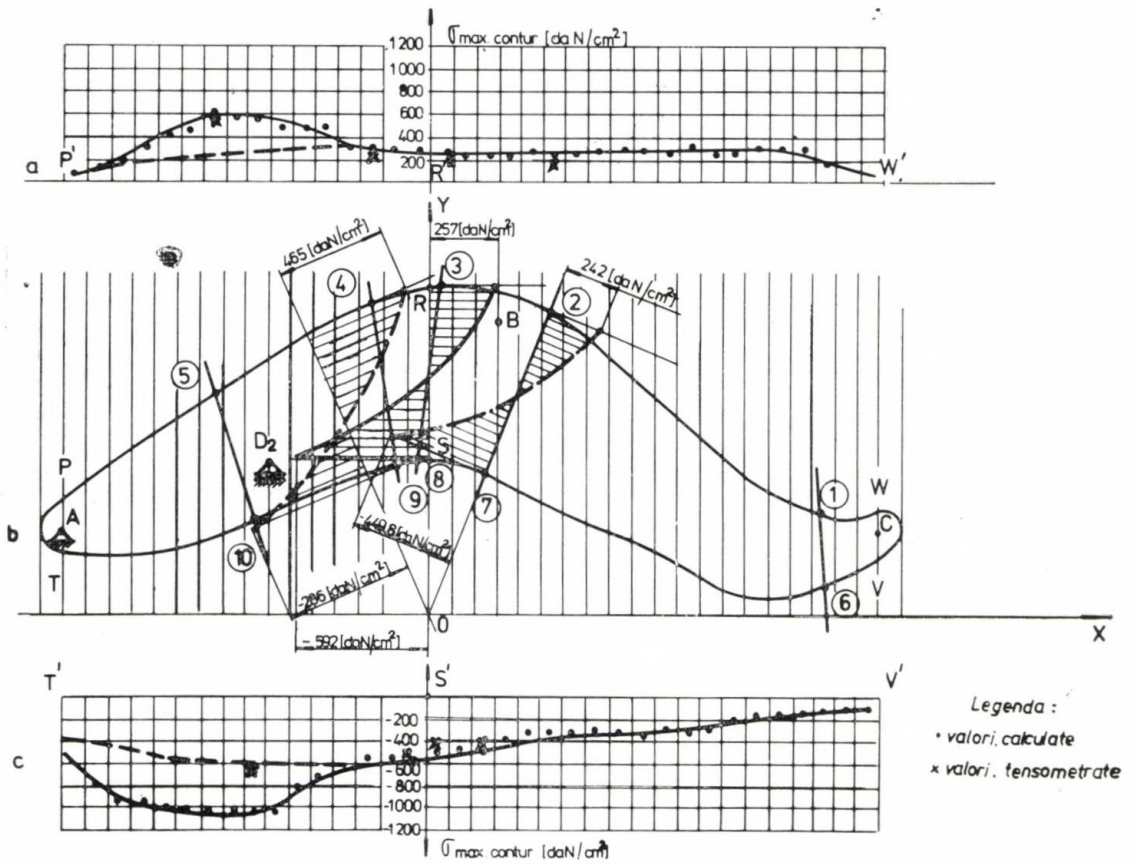


Fig. 3 Diagrame de eforturi unitare în placa încărcătorului frontal pe contur exterior ;
a — pe contur exterior ;
b — de-a lungul razei de curbură (3 poziții) ;
c — pe contur interior;

CZ : 621.833

Aplicarea elementului finit la analiza tensiunilor în roțile dințate cilindrice cu dinți drepți

Ing. Paul **MIULESCU**, ing. Ciprian **OLTEANU** — I.C.P.A.T. — Brașov
Ing. Mircea **MUNTEANU** — I.C.A. — Ghimbav

Determinarea prin calcul a dimensiunilor minime și a condițiilor optime de funcționare este o problemă de o importanță deosebită, fiind legată direct de eficiența în proiectarea angrenajelor transmisiilor mecanice.

Metodele de calcul existente (metoda I.S.O., metoda AGMA, metoda Nimann, metoda clasică și altele), utilizate în proiectarea transmisiilor de automobile și tractoare, au la bază ipoteze asemănătoare, care duc la analiza distribuției tensiunilor la piciorul dintelui cu ajutorul unor formule clasice din rezistența materialelor, precum și a determinărilor efective pe bancurile de probă și pe modele. Aceste metode, eficiente în calculele curente de dimensionare a angrenajelor, nu permit o determinare exactă a stării de tensiuni în interiorul dintelui, ori este cunoscut că în cele mai multe cazuri concentratorii în cîmpurile de tensiuni se modifică substanțial datorită mai multor factori cum ar fi de exemplu cel legat de tehnologia de fabricație, de forma geometrică a sculei etc (coeficienții q_k, Y)

Lucrarea de față își propune să găsească valorile tensiunilor în cazul încovoierii dinților, pentru angrenajele cilindrice cu dinți drepți cu profil în evolventă, în scopul determinării cît mai exacte a durabilității în exploatare.

Cum sînt cunoscute mai multe metode analitice de determinare a geometriei danturii, ținînd seama de toate elementele de generare și angrenare, există posibilitatea reproducerii pe calculator a procesului de angrenare. O metodă eficientă pentru determinarea repartiției tensiunilor și a deformațiilor în interiorul corpurilor elastice este „metoda elementului finit". Această metodă a apărut în era calcultoarelor electronice digitale și a progresat deosebit de repede ca și tehnica de calcul însăși. Ea constă în discretizarea structurilor, analiza matricilor de rigiditate a elementelor ce rezultă din aceasta, găsirea deplasărilor nodale și tensiunile corespunzătoare din fiecare element. O explicare simplificată a metodei elementului finit rezidă într-o procedură fundamentală ușor accesibilă. Structura se divide în elemente finite, în cazul stării plane de tensiuni în elemente plane triunghiulare (fig. 1).

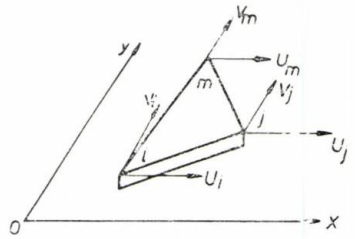


Fig. 1 Element plan triunghiular.

Pentru fiecare element N, se pot determina relații matriciale între solicitările x, y, xy și deformațiile — $u_i, v_i, u_j, v_j\ U_k, V_k$ astfel :

$$\{\varepsilon\}_N = [C]_N \{\delta\}_N \qquad (1)$$

unde :

$\{\varepsilon\}_N$ — vectorul deformațiilor specifice ;
$\{\delta\}_N$ — vectorul deplasărilor nodale ;
$[C]_N$ — matricea de legătură între vectorii deplasării specifice și deplasării nodale.

$$\{\sigma\}_N = [R]_N \{\varepsilon\}_N = [R]_N \cdot [C]_N \cdot \{\delta\}_N , \qquad (2)$$

unde :

$[\delta]_N$ — vectorul solicitărilor ;
$[R]_N$ — matricea de legătură între vectorii solicitării și deformației specifice.

În același fel examinînd fiecare element se determină relația matricială între vectorul forțe $\{f\}_N$ și solicitări $\{\sigma\}_N$.

$$\{f\}_N = \frac{1}{2} t [A]_N \{\sigma\}_N \qquad (3)$$

unde :

t — grosimea elementului triunghiular

Din relațiile (2) și (3) găsim relația între vectorul forțelor și al deformațiilor cu ajutorul matricii de rigiditate $[K]_N$

$$\{f\}_N = [K]_N \{\delta\}_N \qquad (4)$$

Pentru întreaga structură avem :

$$\{F\}_{SISTEM} = [K]_{SISTEM} \{\delta\}_{SISTEM} \qquad (5)$$

Matricea de rigiditate $[K]_{SISTEM}$ este formată prin asamblarea tuturor matricelor de

rigiditate $[K]_N$. Rezolvînd sistemul liniar (5) determinăm deformațiile și apoi, cu ajutorul relației (2), eforturile $\{\sigma\}_N$ Structura studiată este substituită de un model matematic compus dintr-un anumit număr de elemente, legate între ele de un număr finit de puncte nodale (fig. 2).

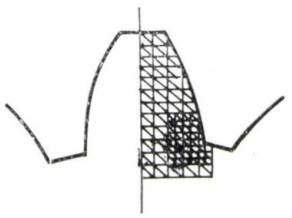


Fig. 2 Structura dintelui divizată în elemente plane triunghiulare.

Se utilizează metoda deplasărilor. Programul de calcul determină deplasările nodale (două deplasări/nod) ; în cazul studiat numărul nodurilor este 374 și al elementelor 669.

Rezolvarea sistemului de ecuații obținut se face prin metoda triunghiulară a lui Gauss cu ajutorul fișierului pe disc, în cazul cînd este necesar să se compenseze lipsa de capacități a memoriei operative.

Lățimea maximă a benzii matricei sistemului liniar este 56. Pentru verificările experimentale s-a utilizat metoda fotoelastică. Spre deosebire de alte metode (tensometrice, mecanice, optice sau electrice) care furnizează informații în puncte discrete, fotoelasticitatea permite obținerea unui tablou complet al cîmpului de tensiuni.

Pentru aceasta s-a executat din araldit B modelul angrenajului în mărime naturală, care apoi a fost solicitat cu un sistem de forțe exterioare. Astfel a luat naștere o stare de tensiuni care a produs o modificare a proprietăților optice ale materialului. În figura 3 este arătată fotografia modelului în stare încărcată.

Caracteristicile angrenajului studiat sînt :

- numărul de dinți al roții conducătoare : $Z_1 = 13$;
- numărul de dinți al roții conduse : $Z_2 = 23$;
- coeficientul înălțimii capului de referință : $f_0 = 0{,}8$;
- coeficientul jocului de referință la fund : $W_0 = 0{,}35$;
- unghiul de angrenare al profilului de referință : $\alpha_0 = 20°$;
- deplasarea specifică a roții : Z_1, $\xi_1 = 0{,}65$;
- deplasarea specifică a roții : Z_2, $\xi_2 = 0{,}528$.

Momentul de torsiune aplicat roții conducătoare este :

$$M = 2{,}6 \frac{3{,}3 \cdot 80}{17} \cdot \frac{13}{23} = 22{,}821 \text{ daNcm},$$

obținut prin încărcarea talerului polariscopului cu o forță de 3,3 daN la un raport de multiplicare de 80/17. Pentru lățimea unitară momentul de torsiune $M_u = 36{,}65$ daNcm.

Forța unitară P_u ce se aplică datorită momentului M_u este :

$$P_u = \frac{2M_u}{Db_1} = 20 \text{ daN},$$

Db_1 — diametrul de bază a roții conducătoare.

Solicitările maxime la baza dintelui determinate prin metoda fotoelastică vor fi date de constanta fotoelastică $\lambda = 23$ daN/cm² și de numărul de franjuri observate pînă la adîncime de 0,1 mm față de flancul analizat.

Pentru σ_{max} = au rezultat ~ 6,5 franjuri și pentru σ_{min} au rezultat ~ 5 franjuri. Rezultă solicitările $\sigma_{max} = 149{,}5$ daN/cm² și $\sigma_{min} =$ $= 115$ daN/cm².

Fig. 3. Modelul fotoelastic al dintelui studiat.

Rezultatele calculelor prin metoda elementului finit sînt prezentate în figura 4, unde profilul dintelui analizat este desenat la scara

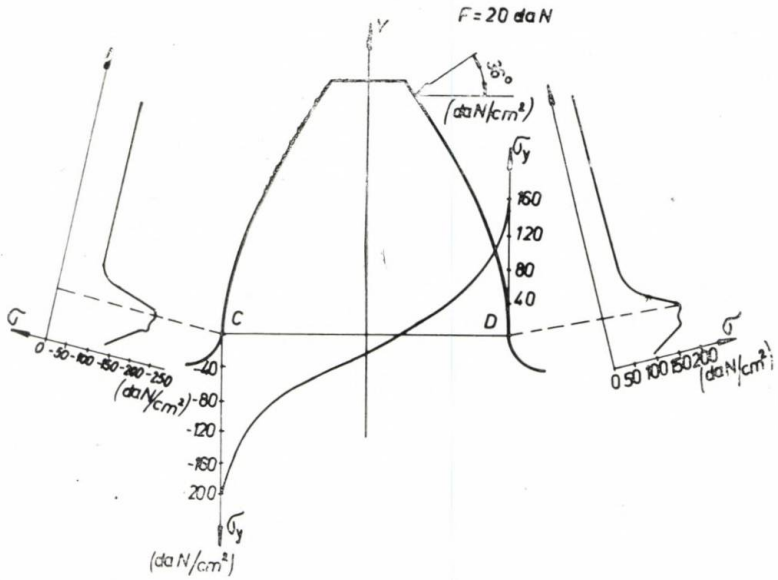


Fig. 4 Diagrama solicitării la încovoiere în zona valorilor maxime şi pe cele două flancuri. (Forţa aplicată pe vîrful dintelui).

10 : 1 peste care s-au suprapus diagramele solicitării la încovoiere σ_y în zona în care aceasta ia valori maxime (secţiunea $C - D$), precum şi tensiunile pe cele două flancuri.

Rezultatele obţinute pe calculator în ceea ce priveşte zonele de maximă solicitare, atît valoric cît şi ca poziţie, sînt în concordanţă cu cele obţinute pe cale experimentală. La adîncimea de maximum 0,1 mm de suprafaţa celor două flancuri tensiunile calculate sînt:

$$\sigma_{max} = 153{,}31 \text{ daN/cm}^2$$
$$\sigma_{min} = 111{,}7 \text{ daN/cm}^2$$

Pentru alte două poziţii ale forţei pe flancul dintelui în procesul de angrenare s-a determinat cîmpul tensiunilor asemănător cu cel prezentat anterior (fig. 5, fig. 6).

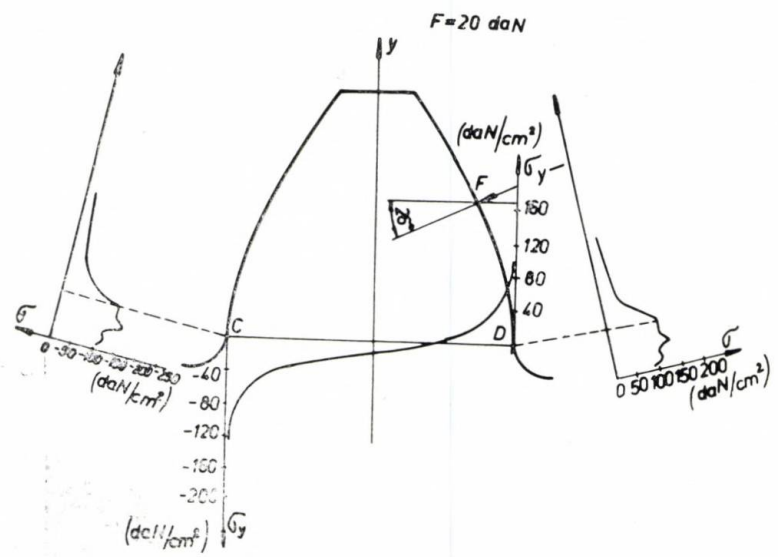


Fig. 5 Diagrama solicitării la încovoiere în zona valorilor maxime şi pe cele două flancuri. (Forţa aplicată în vecinătatea polului angrenajului).

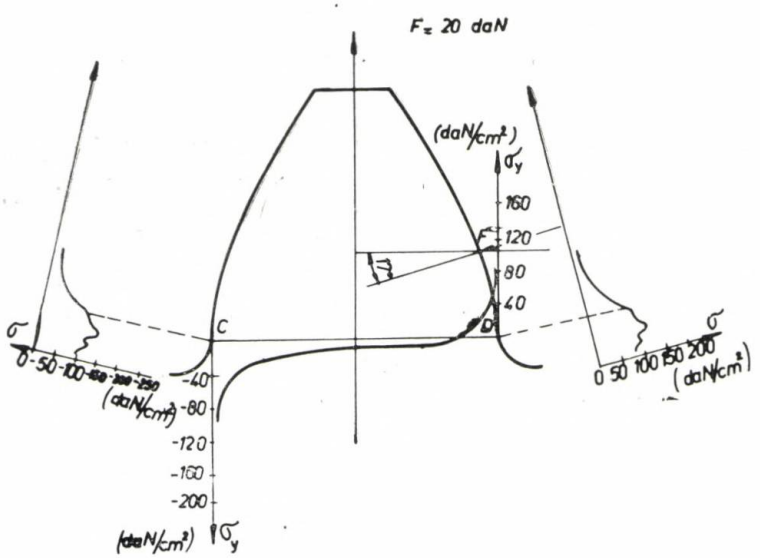


Fig. 6 Diagrama solicitării la încovoiere în zona valorilor maxime și pe cele două flancuri. (Forța aplicată la baza dintelui).

Prin calcul s-au obținut și deplasările nodale ale structurii. Spre exemplu pentru nodul 1, care se află pe axa dintelui pe diametrul exterior, s-a obținut valoarea de 0,000621 mm.

Concluzii

1) Determinarea prin calcul a cîmpului de tensiuni și deformații mărește considerabil eficacitatea de proiectare a transmisiilor cu roți dințate.

2) Utilizarea modelului matematic al încărcărilor danturilor ușurează înțelegerea fenomenelor ce iau naștere în procesul angrenării deschizînd noi perspective în determinarea durabilității.

3) Posibilitatea simulării încărcării danturii facilitează determinarea prin calcul a regimurilor de lucru la încercările accelerate a transmisiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Zienkiewicz, O. C.:* The finit element method in engineering science, Mc graw — hill — London.

[2] *Theocaris, P. S. și alții:* Analiza experimentală a tensiunilor Vol. I și II. Editura tehnică, București, 1976.

[3] *Miulescu, P. și alții:* Determinări teoretice și verificări experimentale a solicitărilor ce apar în danturile transmisiilor de autovehicule și tractoare. Simpozion I.C.P.U.C. Brăila, iulie, 1977.

CZ : 621—412 : 681.31

Asupra stabilității elastice a barelor cu pereți subțiri

Ing. Florian **MUT**, ing. Mircea **MUNTEANU** — I.C.A. Brașov

Este binecunoscut modul de calcul la flambaj al barelor drepte. În domeniul elastic se aplică relația lui Euler :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2},$$

iar în domeniul elasto-plastic se folosesc relații empirice ce depind de material, granița dintre cele două domenii depinzînd de asemenea de material.

În figura 1 dimeniul elastic este *BCD*, iar domeniul elasto-plastic este *AB*, cele două domenii fiind despărțite de valoarea coeficientului de zvelțețe : $\lambda_o = \pi\sqrt{E/\sigma_p}$, unde σ_p este limita de proporționalitate a caracteristicii tensiune-deformație a materialului. Acesta este calculul ce se aplică în cazul barelor cu secțiune transversală stabilă. În cazul barelor cu pereți subțiri (cu secțiune închisă sau deschisă) calculul de flambaj se modifică. Relația lui Euler este valabilă pe porțiunea *CD* (fig. 1). În punctul *C*, corespun-

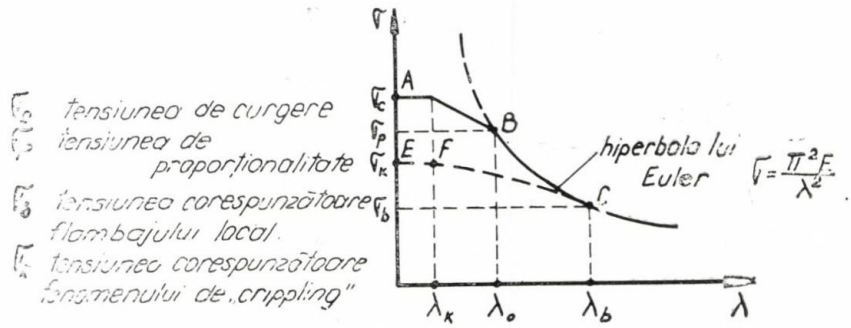


Fig. 1

zător coeficientului de zvelteţe λ_b, începe să apară flambajul local. Dacă grosimea profilului este suficient de mică, λ_b este mai mare ca λ_0. Pe porţiunea *CF* acţionează atît flambajul gobal cît şi cel local, care devine tot mai important pe măsura creşterii tensiunii. Pe porţiunea *EF* bara se distruge la compresiune, dar la tensiuni mai mici decît cele de rupere. Acest fenomen se numeşte **crippling,** [1], şi apare pentru $\lambda < \lambda_k$. În general $\lambda_k \simeq 20$. Distrugerea barei cu pereţi subţiri prin „crippling" nu se face prin rupere (întreruperea continuităţii piesei) ci prin „boţirea" tablei însoţită de puternice deformaţii plastice, deşi tensiunea de comprimare a barei poate fi mult mai mică decît tensiunea de curgere. Dacă se cunoaşte tensiunea de „crippling" şi tensiunea la care apare flambajul local, curba *EFC* se poate asimila cu o parabolă, [1]:

$$\sigma_{cr} = \sigma_K - (\sigma_K - \sigma_b)\frac{\sigma_b}{\sigma_E}, \qquad (1)$$

unde s-a notat:

- σ_{cr} — tensiunea critică;
- σ_K — tensiunea corespunzătoare apariţiei fenomenului de „crippling";
- σ_b — tensiunea corespunzătoare apariţiei flambajului local;
- σ_E — tensiunea dată de relaţia lui Euler.

Deci pentru calculul la flambaj a barelor cu pereţi subţiri trebuie să se cunoască cele două valori care intervin în relaţia (1): σ_k şi σ_b. În lucrarea [1] sînt date mai multe metode generale pentru calculul tensiunii de „crippling" în funcţie de dimensiunile secţiunii, materialului barei şi anumite caracteristici ale secţiunii (număr de colţuri, dispunerea lor, etc.). Aceste metode sînt metode empirice, deduse în urma unui mare număr de încercări. Determinarea tensiunii de flambaj local poate fi însă făcută teoretic cu foarte multă precizie. În cadrul grupei de calcule aerodinamice şi de rezistenţă de la I.C.A. — Braşov s-a scris un program pentru calculator în limbaj FORTRAN cu care se poate determina tensiunea de flambaj a unor plăci comportînd diferite rigidizări sau cu diferite condiţii pe contur. Singura condiţie este ca lungimea structurii să fie de cîteva ori mai mare decît o dimensiune tipică a secţiunii. Programul se bazează pe metoda expusă în lucrarea [2], metodă utilizînd conceptul de element finit. Se fac următoarele ipoteze:

— secţiunea transversală se consideră formată dintr-un număr de plăci plane unite în colţuri;

— secţiunea este constantă pe lungime;

— rigiditatea în plan a plăcilor fiind foarte mare faţă de rigiditatea de încovoiere se poate considera că nu apare nici o translaţie în planul plăcilor iar colţurile rămîn rectilinii. Deci, singurul mod de deformaţie este rotirea în jurul colţurilor sau a marginilor fixate (rezemate, încastrate, etc.) Prin urmare, în colţuri, săgeata plăcilor care se întîlnesc aici, perpendicular pe planul lor este nulă.

Prin urmare, cu acest program poate fi abordată şi problema flambajului local al barelor cu pereţi subţiri de secţiune constantă, supuse la comprimare, cu atît mai mult cu cît de cele mai multe ori solicitarea rămîne în domeniul elastic. Metoda utilizată este metoda elementului finit, folosindu-se un tip special de elemente, care conduce la un număr foarte mic de ecuaţii, mai mic decît prin metodele clasice şi deci timpul de calculator este extrem de redus (cel mult de ordinul zecilor de secunde pentru un calculator Felix C-256). O scurtă descriere a metodei este dată în continuare. În figura 2a se arată modul în care un cornier flambează local.
Se consideră că, longitudinal, curba după care fiecare placă flambează reprezintă o sinusoidă cu jumătatea de undă notată cu *L*, deocamdată necunoscută. Amplitudinea sinusoidei variază pe secţiune, în colţuri sau reazeme ea fiind zero. Deci un element arată că în figura 2b, are două noduri, fiecare nod introducînd cîte două necunoscute — o deplasare şi o rotire. Între cele două noduri se consideră că deplasarea variază după un polinom de gradul 3. Prin urmare, deplasarea are expresia:

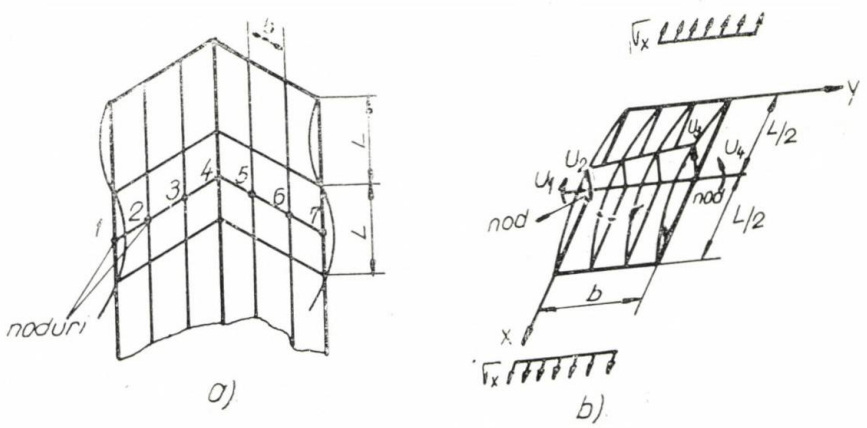


Fig. 2

$$w = \{A(\eta)\} \sin(\pi x/L) \{u\} \qquad (2)$$

unde :

$$\{u\} = \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{Bmatrix},$$

$$\{A(\eta)\} = \{(1 - 3\eta^2 + 2\eta^3) \mid (\eta - 2\eta^2 + \eta^3)b \mid (3\eta^2 - 2\eta^3) \mid (-\eta^2 + \eta^3)b\},$$

$$\eta = y/b$$

Expresiile matricei de rigiditate elastică, $[k_E]$ și a matricei de rigiditate geometrică, $[k_G]$, rezultă din relațiile :

$$[k_E] = \int_0^L \int_0^b \int_{-t/2}^{t/2} [B]^T [D][B]\, dxdy \qquad (3)$$

unde matricea $[B]$ intervine în relația :

$$\{\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_{xy} \end{Bmatrix} = [B] \cdot \{u\} .$$

$$\varepsilon_x = -Z \frac{\delta^2 w}{\delta x^2} \; ; \quad \varepsilon_y = -Z \frac{\delta^2 w}{\delta y^2} \; ,$$

$$\varepsilon_{xy} = -2Z \frac{\delta^2 w}{\delta x \delta y} \; ;$$

iar :

$$[D] = \frac{E}{1 - \mu^2} \begin{bmatrix} 1 & \mu & 0 \\ \mu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & (1-\mu)/2 \end{bmatrix}$$

și : (4)

$$[k_G] = \sigma_x \iiint \{B_{zx}\}^T \{B_{zx}\}\, dx\, dy\, dz + \sigma_y \iiint \{B_{zy}\}^T \{B_{zy}\}\, dx\, dy\, dz$$

unde :

$$\{B_{zx}\} = \frac{\delta}{\delta_x} \left[\{A(\eta)\} \sin \frac{\pi x}{L} \right] = \frac{\pi}{L} \{A(\eta)\} \cos \frac{\pi x}{L} \; ,$$

$$\{B_{zy}\} = \frac{\delta}{\delta_y} \left[\{A(\eta)\} \sin \frac{\pi x}{L} \right] = \frac{1}{b} \{A'(\eta)\} \sin \frac{\pi x}{L} \; .$$

Expresiile matricelor de rigiditate $[k_E]$ și $[k_G]$ sînt date în lucrarea [2]. După cum se știe, soluția problemei constă în găsirea celei mai mici valori proprii ale matricei $[k_E] + \sigma_x \cdot [k_G]$. Cea mai mică valoare proprie a matricei de mai sus este chiar valoarea tensiunii critice a cărei depășire duce la apariția flambajului local. Întrucît lungimea semiundei L nu este cunoscută printr-un procedeu iterativ, se caută lungimea de semiundă pentru care cea mai mică valoare proprie a matricei $[k_E] + \sigma_x [k_G]$ devine minimă.

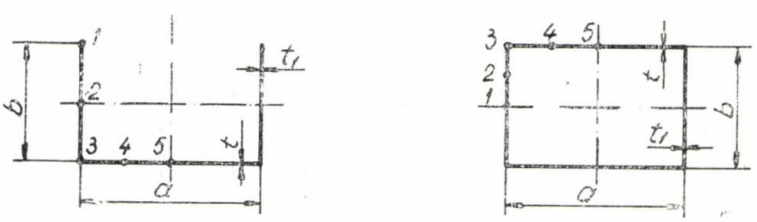


Fig. 2

Subrutina care calculează valorile proprii folosește proprietatea lui Sturm privind alternarea semnelor minorilor principali ai elementelor de pe diagonală, [2], [4].

Pentru demonstrarea eficacității programului s-au studiat două forme de secțiuni, figura 3, una cu profil deschis și una cu profil închis. Rezultatele rulării programului sînt date în figura 4 în comparație cu rezultatele obținute în lucrarea [3].
Se constată o foarte bună concordanță. Din figura 3 rezultă modul de împărțire în elemente finite, ținînd cont de simetrie.

Rezultatele din diagramele din figurile 4 și 5 sînt date prin niște coeficienți adimensionali care intervin în relațiile:

$$\sigma_b = kE\left(\frac{t}{a}\right)^2 \tag{5}$$

$$\lambda_b = k_1 \frac{a}{t} \tag{6}$$

$$l_b = k_2 \frac{a^2}{t} \tag{7}$$

între coeficienți existînd relațiile:

$$k_1 = \frac{\pi}{\sqrt{k}} \quad \text{și} \quad k_2 = k_1 \frac{i}{a}$$

unde:

E — este modulul de elasticitate;
i — este raza de inerție.

Mărimile λ_b și l_b sînt coeficientul de zvelțețe și respectiv lungimea la care flambajul local poate avea loc. Dacă $\lambda > \lambda_b$ (sau $l > l_b$) apare mai întîi flambajul global și problema flambajului local nu se mai pune. Dacă $\lambda \leqslant \lambda_b$ flambajul global apare odată cu cel local și rezultatul este o diminuare a tensiunii critice. Tensiunea critică poate fi mult mai mică decît tensiunea de curgere chiar dacă $\lambda < \lambda_b$ și de multe ori chiar fenomenul de crippling ($\lambda < \lambda_k$) poate apare la tensiuni mici. De aici

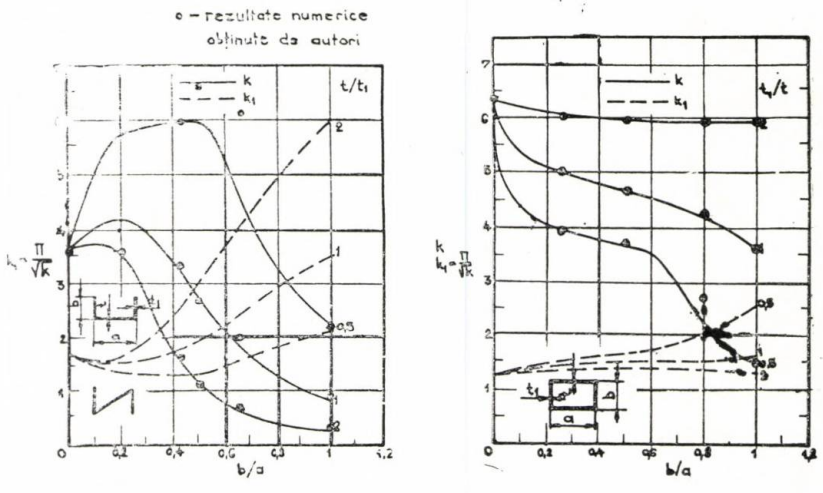


Fig. 4

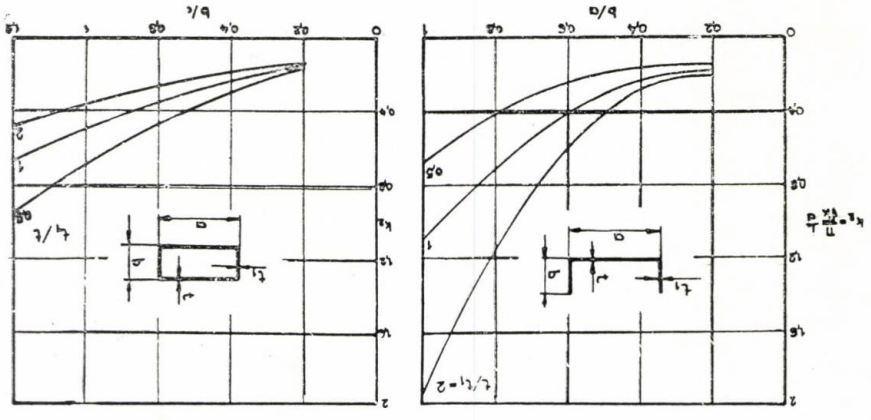


Fig. 5

rezultă că în cazul barelor cu pereți subțiri calculul de flambaj, clasic poate duce la rezultate eronate. Un exemplu este concludent: în figura 6 s-au trasat curbele forței critice

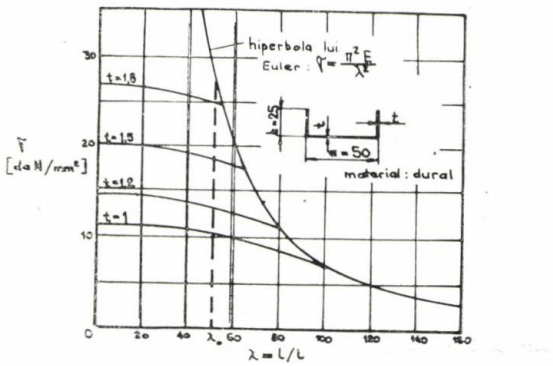


Fig. 6

de flambaj pentru o bară cu secțiunea în U, cu dimensiunile din figură, pentru diferite grosimi ale peretelui considerînd că materialul din care bara este executată este duraluminiu. Dacă de exemplu se calculează la flambaj o bară cu această secțiune, cu grosimea peretelui de 1 mm, de lungime $l = 500$ mm, articulată la capete, după relația lui Euler (întrucît $\lambda = l/i = 500/8{,}07 = 62 > \lambda_0$), rezultă:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} = \frac{\pi^2 \cdot 7300}{62^2} = 18{,}75 \text{ daN/mm}^2$$

iar $P_{cr} = 1875$ daN. Dar deoarece $\lambda < \lambda_b$ din relația (1), cu ajutorul căreia s-au trasat și curbele din figura 6, rezultă $\sigma_{cr} = 9{,}85$ daN/mm², adică $P_{cr} = 985$ daN, deci aproximativ jumătate din valoarea rezultată cu relația lui Euler. Coeficientul rezultă din diagrama din figura 4:

$$\lambda_b = k_1 \cdot \frac{a}{t} = 1{,}935 \cdot \frac{50}{1} = 96{,}75$$

Tot din diagrama din figura 4 rezultă coeficientul k, cu care se poate calcula tensiunea corespunzătoare apariției flambajului local:

$$\sigma_{cr} = k \cdot E \cdot \left(\frac{t}{a}\right)^2 = 2{,}64 \cdot 7300 \cdot \left(\frac{1}{50}\right)^2 =$$

$$= 7{,}7 \text{ daN/mm}^2.$$

Tensiunea de crippling, care intervine în relația (1), se calculează cu relația:

$$\frac{\sigma_k}{\sigma_c} = 3{,}2 \left[\frac{t^2}{A} \cdot \left(\frac{E}{\sigma_c}\right)^{\frac{1}{3}} \right]^{0{,}75} \qquad (8)$$

extrasă din lucrarea [1] și valabilă pentru profile cu două colțuri (profile U, Z, etc.). În relația (8) cu A s-a notat aria secțiunii, iar cu σ_c tensiunea de curgere. Pentru exemplul de mai sus rezultă:

$$\sigma_k \cong 3{,}2 \left[\frac{1^2}{100} \cdot \left(\frac{7300}{27}\right)^{\frac{1}{3}} \right]^{0{,}75} \cdot 27 \simeq 11{,}1 \text{ daN/mm}^2$$

Din cele expuse în această lucrare se desprind **concluziile:**

— în cazul barelor cu pereți subțiri, este necesar un calcul de flambaj, luînd în considerare și posibilitatea apariției flambajului local, care duce la o micșorare a forței critice;

— metodele generale de calcul de stabilitate nu sînt adecvate calculului de flambaj local, de cele mai multe ori fiind foarte laborioase;

— programul scris de către autori este extrem de eficace, el acoperind o gamă mult mai largă de probleme așa cum s-a amintit la începutul lucrării (plăci, panouri rigidizate, etc.);

— metoda utilizează foarte puține elemente finite (în exemplele date s-au folosit doar 4 elemente) ceea ce face ca timpul de calculator să fie scurt. Precizia metodei este foarte bună chiar pentru un număr mic de elemente, așa cum s-a arătat în cele cîteva exemple studiate. Convergența rezultatelor către valoarea exactă este extrem de rapidă cu creșterea numărului de elemente. De asemenea, efortul de scriere a datelor, efort considerabil în general în cadrul metodei elementului finit, este minim ca urmare a numărului redus de elemente necesare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bruhn, E. F.:* Analysis and Design of Flight Vehicle Structures, Tri-State Offset Company, Cincinati, Ohio, 1973.

[2] *Przemieniecki, J. S.:* Matrix Analysis of Local Instability in Plates, Stiffened Panels and Columns, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 5, pag. 209—216, 1972.

[3] *Kroll, Fisher, Heimerl:* Charts for Calculation of the Critical Stress for Local Instability of Columns with I. Z. Channel and Rectangular Tube Sections, NACA WRL-429, 1943.

[4] *Wilkinson, J. H.:* The Algebric Eigenvalue Problem, Clarendon Press, Oxford, 1965.

CZ : 621.431.73 : 621—233 : 681.31

Considerații privind comportarea mecanismului de distribuție sub aspect dinamic

Dr. ing. Gheorghe **RADU** — Universitatea din Brașov
Ing. Z. **ZAKARIAS** — I.P.A.T. — Miercurea-Ciuc

Considerații teoretice

Mecanismul de distribuție a gazelor este un sistem în mișcare a cărui funcționare corectă din punct de vedere dinamic înseamnă în fapt menținerea permanentă în contact a elementelor ce compun lanțul cinematic tachet-tijă împingătoare-culbutor-supapă. Întreruperea lanțului provoacă solicitări șoc — deci distrugere rapidă a elementelor — sau în cazuri mai grave, abatere de la legea prescrisă de ridicare a supapei.

Aprecierea întreruperii lanțului cinematic, care în practică se produce mai des în domeniul accelerațiilor negative, trebuie să se facă ținînd seama că mecanismul de distribuție este un sistem dinamic cu o anumită elasticitate și frecvență proprie, asupra căruia acționează ca factor perturbator accelerația variabilă dată de legea de mișcare impusă de camă. Considerînd sistemul ca atare, modelul dinamic al mecanismului de distribuție se prezintă în figura 1a [1].

Semnificația notațiilor este următoarea :

- m'_1 — masa supapei, a pieselor de fixare a arcului, masa arcului redusă la supapă și o fracțiune din masa culbutorului ;
- m'_2 — o fracțiune din masa culbutorului și o fracțiune din masa tijei împingătoare ;
- m'_3 — o fracțiune din masa tijei împingătoare, masa tachetului și masa arborelui de distribuție redusă la camă ;
- c'_1 — rigiditatea arcului ;
- c'_2 — rigiditatea culbutorului și a axului port-culbutor ;
- c'_3 — rigiditatea tijei împingătoare ;
- c'_4 — rigiditatea arborelui de distribuție.

Modelul poate fi simplificat reducînd elementele la axa supapei (fig. 1 b), sau mergînd mai departe se poate ajunge chiar la un sistem monomasic (fig. 1 c) lucru perfect posibil deoarece rigiditatea arborelui de distribuție fiind foarte mare, masa m_3 se poate considera fixată, iar masa m_2 fiind comparativ foarte mică se poate neglija. Masa m care efectuează o mișcare exact după legea dată de profilul camei nu aparține sistemului în mișcare oscilatorie și este constituită din acea parte din tachet și tijă ce nu intră în masa M.

Asupra masei M vor acționa următoarele forțe :

- F_i — forța de inerție ;
- F_a — forța arcului ;
- F_e — forța elastică ;
- F_f — forțele de frecare interioară și exterioară ;
- F_g — forța de presiune a gazelor.

Expresiile matematice ale acestor forțe sînt :

$$F_i = M \cdot \ddot{y} \tag{1}$$

$$F_a = F_0 + c \cdot y \tag{2}$$

$$F_e = C \cdot z \tag{3}$$

$$F_f = b_2 \dot{y} - b_1 \cdot \dot{z} \tag{4}$$

unde :

- $y, \dot{y}, \ddot{y}$, — deplasarea, viteza și accelerația supapei ;
- $z, \dot{z}$, — deformația elastică și viteza de deformație a sistemului ;

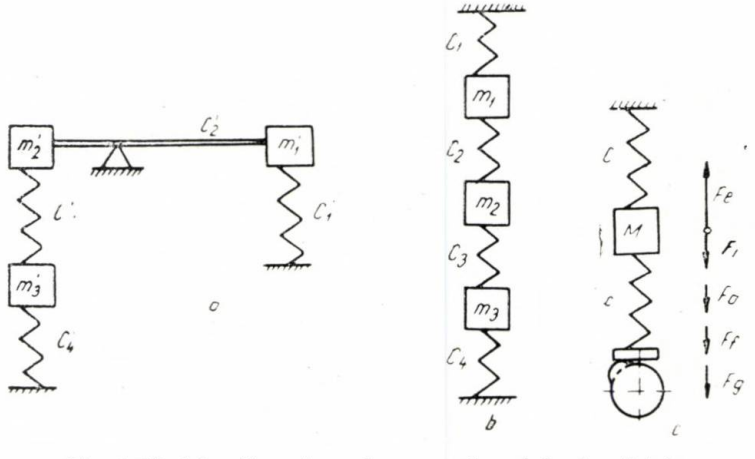


Fig. 1 Modele dinamice ale mecanismului de distribuție a gazelor.

M — masa sistemului redusă la axa supapei ;
F_o — forța inițială a arcului ;
C — rigiditatea sistemului, redusă la axa supapei ;
c — rigiditatea arcului ;
b_1 — coeficient convențional de rezistență interioară ;
b_2 — coeficient convențional de rezistență exterioară.

Deformația elastică a sistemului este :

$$z = x - y \tag{5}$$

unde x reprezintă deplasarea tachetului, redusă la axa supapei. Scriind ecuația de echilibru a forțelor ce acționează asupra masei M și folosind expresiile date în ecuațiile (1—5) se obține ecuația mișcării absolute a supapei :

$$M\ddot{y} + (b_1 + b_2)\dot{y} + (C + c)y = b_1\dot{x} + C \cdot x - F_o - F_g \tag{6}$$

Substituind pe y din ecuația (5) în ecuația (6) se obține ecuația de deformare a sistemului :

$$M\ddot{z} + (b_1 + b_2)\dot{z} + (C + c)z = M\ddot{x} + b_2\dot{x} + cx + F_o + F_g \tag{7}$$

Rezolvarea ecuației de deformare a sistemului ne permite să cunoaștem valoarea lui z în orice moment și de asemenea forța dinamică în cupla camă-tachet ; dacă această forță este permanent pozitivă înseamnă că lanțul cinematic nu se întrerupe. O altă chestiune ce se poate urmări este „așezarea timpurie" a supapei pe sediu din cauza vibrațiilor. Pentru evitarea acestui lucru este necesar ca ridicarea supapei y să nu se anuleze înainte de sfîrșitul cursei de coborîre.

Iată deci că rezolvarea ecuației (7) soluționează cele mai importante probleme legate de verificarea comportării sistemului de distribuție din punct de vedere dinamic.

Ecuația (7) este o ecuație diferențială neuniformă de ordinul doi, cu coeficienți constanți și a cărei soluție [2] este :

$$z = \exp\left[-\frac{b_1}{2M}(\varphi - \varphi_0)\cdot z_1\varphi\right] + \frac{\omega}{\nu_1}\int_{\varphi_0}^{\varphi} \exp\left[-\frac{b_1}{2M\omega}(\varphi - \alpha)\right]\cdot \sin\frac{\nu_1}{\omega}(\varphi - \alpha)\cdot z_2(\alpha)\cdot d\alpha \tag{8}$$

unde :

$$z_1(\varphi = z_0 \cos\frac{\nu_1}{\omega} - (\varphi - \varphi_0) + \left(\dot{z}_0\frac{\omega}{\nu_1} + \frac{b_1}{2M\nu_1} - z_0\right)\sin\frac{\nu_1}{\omega}(\varphi - \varphi_0)\cdot z_2(\alpha) = \ddot{x}(\alpha)\frac{C}{M\omega^2}x(\alpha) + \frac{F_o + F_g}{M\omega^2}$$

$\nu_1 = \left(\frac{C + c}{M}\right)^{1/2}$ — frecvența oscilațiilor proprii ale sistemului;

$$b_1 = 0{,}107\, M\nu_1$$

iar : φ — unghiul (la arborele de distribuție) la care se calculează deformația ;
φ_0 — unghiul la care începe ridicarea efectivă a supapei și care se determină din egalitatea, pentru acest moment, a forței elastice cu forța de prestrîngere a arcului ;
α — variabila curentă ;
$z_0, \dot{z}_0$ — deformația sistemului și viteza de deformație la unghiul φ_0 ;
$x(\alpha), \ddot{x}(\alpha)$ — deplasarea și accelerația tachetului ;
ω — viteza unghiulară a arborelui de distribuție.

Modelul matematic și schema logică pentru rezolvarea ecuației de deformare a sistemului

Soluția ecuației exprimată prin relația (8), se poate simplifica astfel notînd unii factori :

$$z = k_1(\varphi)\cdot z_1(\varphi) + \frac{\omega}{\nu_1}\int_{\varphi_0}^{\varphi} k_2(\varphi, \alpha)\cdot z_2(\alpha)\cdot d\alpha \tag{9}$$

În felul acesta se poate urmări mai ușor și schema logică. După introducerea datelor de intrare se calculează b_1, φ_0, z_0, $\dot{z}_0$ Unghiul φ ia valori de la 0 la Φ, care reprezintă valoarea unghiului de ridicare efectivă a supapei ; la calculul integralei, unghiul α ia valori între φ_0 și φ. Pentru rezolvarea integralei s-a recurs la metoda aproximativă a lui Simpson, care aproximează suprafața de sub curba ce se integrează prin arce de parabolă. Prin iterații succesive în două bucle, se poate găsi soluția ecuației pas cu pas. Tot ca date de ieșire se pot calcula forța dinamică în cuplul camă-tachet și ridicarea reală a supapei. Forța dinamică se calculează cu expresia :

$$F_{din} = [100.m.i.\ddot{x}(\alpha) + z_{10}C]\, i \tag{10}$$

unde i reprezintă raportul de transmitere a culburatorului.

Schema logică se dă în figura 2. În această schemă p_1 și p_2 reprezintă pași de calcul.

Autorii au întocmit un program de calcul complex al mecanismului de distribuție, în limbaj Basic și care se rulează curent pe calculatorul WANG 2200-B ; acest program stabilește masele și rigiditățile reduse ale sistemului, calculează profilul camelor de admisie și de evacuare chiar în cazul profilelor asimetrice, la alegere după metoda Polydine sau „fără șoc", iar în final cuprinde și subprogra-

mul prezentat în lucrarea de față. În acest mod, datele de intrare pentru acest subprogram sînt cunoscute, ele fiind calculate în secvențele anterioare ale programului. Acesta poate efectua și un calcul de optimizare, funcție de opțiunea utilizatorului.

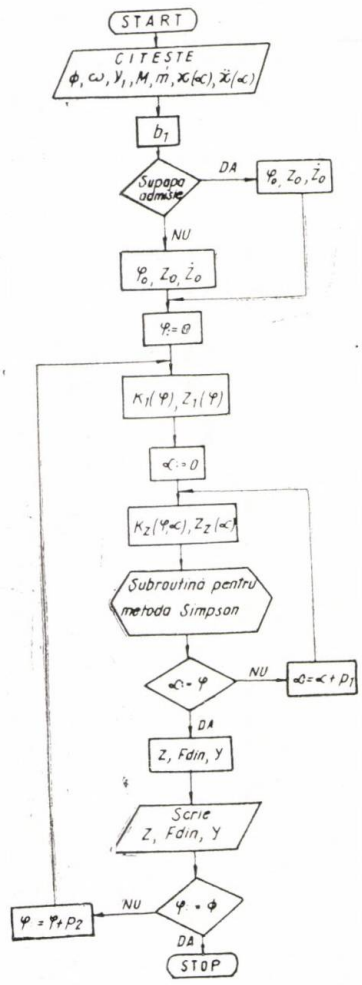


Fig. 2 Schema logică pentru rezolvarea ecuației de deformație a sistemului.

Rezultate

Pentru un mecanism de distribuție caracterizat de :

m_s = 68 g (masa supapei și a pieselor de fixare a arcului) ;
m_{arc} = 36 g (masa arcului) ;
m_t = 42 g (masa tachetului) ;
m_{t_i} = 38 g (masa tijei împingătoare) ;
J = 1,32.10^{-4} kgf/cms^2 (momentul de inerție al culbutorului) ;
i_{t_i} = 200 mm (lungimea tijei împingătoare) ;
d_{t_i} = 5,5 mm (diametrul tijei împingătoare) ;
c = 21,2 kgf/cm (rigiditatea arcului) ;
n = 4 500 rot./min (turația motorului) ;
Φ_a = 122° (unghiul de ridicare efectivă a supapei de admisie, profilul camei fiind „fără șoc") ;
Φ_e = 130° (unghiul de ridicare efectivă a supapei de evacuare, profilul camei fiind „fără șoc").

s-au obținut :

M = 1,013.10^{-4} kgf.s^2/cm ;
m = 3,418.10^{-5} kgf.s^2/cm ;
ν_1 = 7.463,9 sec^{-1} ;
C = 5.625 kgf/cm.

Utilizînd în continuare programul de rezolvare a ecuației (7) de deformație a sistemului s-a constatat o funcționare corectă a mecanismului sub aspect dinamic ; adică F_{din} a rămas mereu pozitivă, iar y nu s-a anulat înainte de sfîrșitul cursei de coborîre a tachetului.

Ceea ce este însă interesant constă în diferența considerabilă dintre forța ce apare în cuplul camă-tachet considerînd sistemul static și aceeași forță considerînd sistemul dinamic ; din calcule rezultă :

$$F_{st}^{adm}{}_{max} = 64 \text{ Kgf} ; \quad F_{din}^{adm}{}_{max} = 106 \text{ Kgf pentru supapa de admisie}$$

$$F_{st}^{ev}{}_{max} = 63 \text{ Kgf} ; \quad F_{din}^{ev}{}_{max} = 113 \text{ Kgf pentru supapa de evacuare}$$

Rezultă de aici că efectuarea calculului de rezistență pentru mecanismul de distribuție considerînd sistemul static este destul de departe de realitate și el este acoperitor utilizînd coeficienți de siguranță mari. În plus săgeata arborelui de distribuție sub acțiunea forței $F_{st_{max}}$ este mai mică în timp ce în realitate această deformație (sub acțiunea lui $F_{din_{max}}$) fiind mai mare poate afecta funcționarea corectă a sistemului.

Iată deci cîteva motive clare pentru care abordarea calculului mecanismului de distribuție, ca un sistem dinamic, se justifică pe deplin.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Korcemnii, L. V.:* Mehanizm gazoraspredelenia dvigatelia, Mașinostroenie, Moscova, 1964.
[1] *Erisman, R.:* Automotive Cam Profile Syntesis and Valve Gear Dynamics from Dimensionless Analysis.

CZ : 621—235 : 621—85

Cercetări privind stabilirea solicitărilor dinamice din transmisia mecanică a autotrenului ITIA de 38 t echipat cu motor de 265 CP

Dr. ing. Gheorghe **PEREȘ**, dr. ing. Nicolae **SEITZ** — Universitatea Brașov
Ing. Teodor **IONIȚĂ**, ing. Ciprian **OLTEANU** — I.C.P.A.T. — Brașov

Solicitările dinamice din transmisiile mecanice ale autovehiculelor au făcut obiectul a numeroase cercetări teoretice și experimentale [2,4, ... 21]. La baza cercetării teoretice a solicitărilor dinamice din transmisiile mecanice ale autovehiculelor stă metoda modelării dinamice și matematice a acestora și integrarea numerică aproximativă, cu ajutorul calculatoarelor numerice, a sistemelor de ecuații diferențiale, care descriu starea de mișcare a sistemului fizic echivalent [3, 4, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 23].

Cercetarea experimentală a solicitărilor dinamice din transmisiile mecanice ale autovehiculelor constă în înregistrarea curbelor de variație, în timp, a momentelor de torsiune din arborii acestora, prin metoda electrotensometrică de măsurare și înregistrare [1, 4, 9, 11, 14, 19].

Pornind de la cele prezentate, lucrarea de față are drept scop prezentarea modelului dinamic și matematic al transmisiei autotrenului I.T.I.A. de 38 t echipat cu motor de 256 CP, a programului de calcul folosit pentru integrarea sistemului de ecuații diferențiale obținut precum și a unor rezultate teoretice și experimentale.

După cum este cunoscut autotrenurile se deplasează, în general, pe drumuri cu îmbrăcăminte tare, în bună stare și ca urmare a acestui lucru solicitările dinamice cele mai importante apar în regimurile tranzitorii de funcționare și în special la pornirea din loc. Solicitări însemnate în transmisie apar și în cazul deplasării pe drumuri cu denivelări. Acest regim de funcționare este însă mai rar întîlnit în realitate, de aceea în cele ce urmează se acordă o atenție mai mare pornirii din loc și schimbării treptelor de viteză ale autotrenului.

Autotrenurile I.T.I.A. de fabricație românească constau dintr-un autotractor și o semiremorcă. Autotractorul este de forma constructivă 6 x 4. În figura 1, este prezentată schema bloc a transmisiei acestui autotractor. Particularitățile constructive de care s-a ținut seama la alcătuirea modelului dinamic și a celui matematic sînt : existența reductorului 3 anterior cutiei de viteze și diferențialul interaxial de la care fluxul de putere se distribuie celor două punți motoare. Celelalte subansamble ale transmisiei nu prezintă particularități deosebite și pot fi ușor modelate dinamic.

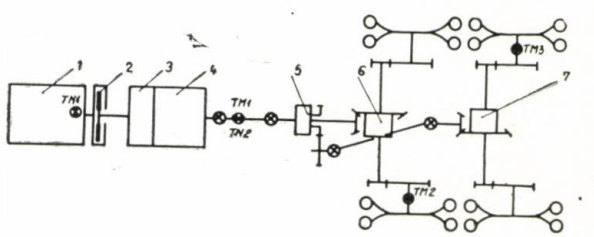


Fig. 1 Schema bloc a transmisiei cu locurile de plasare a traductorilor.
1 — motor ;
2 — ambreiaj ;
3 — reductor GV 80 ;
4 — cutie de viteze AK 6—80 ;
5 — diferențial interaxial ;
6 — puntea motoare din mijloc HD 1045 ;
7 — puntea motoare din spate HD 1045 ;
TN 1 — TN 2 — traductori de turație ;
TM 1 — TM 2, TM 3 — traductori tensometrici pentru măsurarea momentului de torsiune.

Pe baza schemei bloc din figura 1 și avînd în vedere cele prezentate în lucrările [11, ... 18], transmisia autotrenului s-a redus la un model dinamic echivalent, care constă din 11 mase în mișcare de rotație, legate între ele prin arbori elastici imponderabili și asupra cărora acționează o amortizare vîscoasă. Modelul dinamic este prezentat în figura 2 și se compune din mai multe ramuri, după ramificațiile fluxului de putere. Astfel, o primă împărțire a fluxului de putere are loc între cele două punți motoare, prin intermediul diferențialului interaxial ; la fiecare punte motoare se produce cîte o nouă ramificare a fluxului de putere, la nivelul transmisiilor principale. Reunirea ramificațiilor fluxului de putere se realizează prin intermediul cuplajului „roți motoare-drum" K_2, rezultînd în cele din urmă mișcarea de translație a masei autotrenului.

În figura 2 prin cuplajul K_1 s-a simbolizat ambreiajul transmisiei autotractorului.

Asupra modelului dinamic al transmisiei acționează : momentul de torsiune al motorului, Me, în cuplajul K_1 momentul de torsiune Ma, de frecare din ambreiaj ; în cuplajul K_2 momentul de torsiune $M\varphi$, ce este transmis de roțile motoare prin aderența cu drumul și are componentele $M_{\varphi 1}$ la puntea motoare din mijloc și $M_{\varphi 2}$ la puntea motoare din spate ; momentul de torsiune $M\Psi$ prin care se iau în considerare rezistențele ce se opun deplasării autotrenului. Modelarea acestor momente de torsiune s-a realizat în conformitate cu cele prezentate în lucrările [4, 11, 13, 17, 18], avîndu-se în vedere și ramificațiile fluxului de putere.

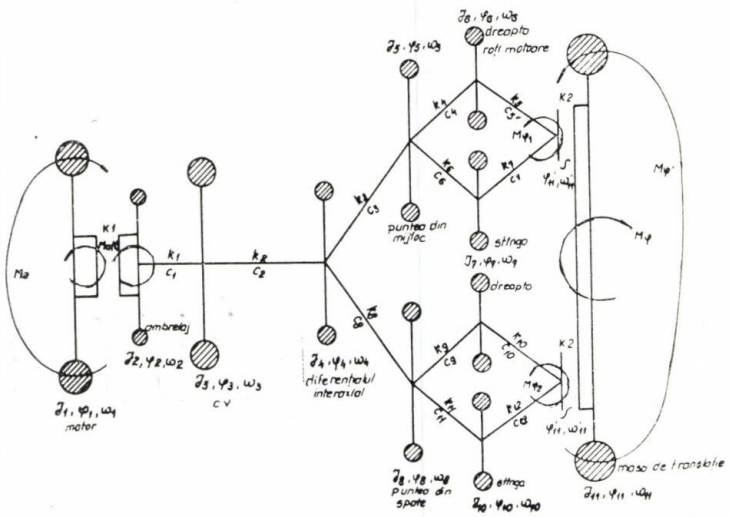


Fig. 2 Modelul dinamic al transmisiei.

În figura 2 și în continuare s-au folosit următoarele notații :

J_1 — momentul de inerție al pieselor în mișcare ale motorului ;

J_2 — momentul de inerție al părții conduse a ambreiajului ;

J_3 — momentul de inerție al pieselor în rotație din cutia de viteze ;

J_4 — momentul de inerție al diferențialului interaxial ;

J_5 — momentul de inerție al transmisiei principale și diferențialului punții motoare din mijloc ;

J_6 — momentul de inerție a roții motoare din partea dreaptă a punții din mijloc ;

J_7 — momentul de inerție al roții motoare din partea stîngă a punții din mijloc ;

J_8 — momentul de inerție al transmisiei principale și diferențialului punții motoare din spate ;

J_9 — momentul de inerție al roții motoare din partea dreaptă a punții din spate ;

J_{10} — momentul de inerție al roții motoare din partea stîngă a punții spate ;

J_{11} — momentul de inerție corespunzător masei în mișcare de translație ;

K_1,C_1 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare a legăturii dintre volanții J_2 și J_3 ;

K_2,C_2 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare a legăturii dintre volanții J_3 și J_4 ;

K_3,C_3 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare a legăturii dintre volanții J_4 și J_5 ;

K_4,C_4 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare a legăturii dintre volanții J_5 și J_6 ;

K_5,C_5 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare a legăturii dintre volanții J_6 și J_{11} ;

K_6,C_6 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare a legăturii dintre volanții J_5 și J_7 ;

K_7,C_7 — constanta elastică și de amortizare a legăturii dintre volanții J_7 și J_{11} ;

K_8,C_8 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare dintre volanții J_4 și J_8 ;

K_9,C_9 — constanta elastică și, respectiv, de amortizare dintre volanții J_8 și J_9 ;

K_{10},C_{10} — constanta elastică și, respectiv, de amortizare dintre volanții J_9 și J_{11} ;

K_{11},C_{11} — constanta elastică și, respectiv, de amortizare dintre volanții J_8 și J_{10} ;

K_{12},C_{12} — constanta elastică și, respectiv, de amortizare dintre volanții J_{10} și J_{11} ;

φ_i , ω_i — deplasarea și, respectiv, viteza unghiulară a volantului Ji unde $i = 1,2,\ldots,11$;

$\varphi'_{11},\omega'_{11}$ — deplasarea și, respectiv, viteza unghiulară corespunzătoare deplasării și, respectiv, vitezei teoretice de deplasare a autotrenului ;

η_i — randamentul patinării roților motoare ;

Mn — momentul de torsiune al motorului ;

$\alpha_1,\alpha_2,\alpha_3$ — coeficienți ce caracterizează elasticitatea motorului ;

ω_n — viteza unghiulară nominală a motorului ;

βs , βd — coeficientul static și, respectiv, dinamic de rezervă al ambreiajului ;

t — timpul ;

t_1 — timpul de cuplare al ambreiajului ;

$M\Psi_0$ — valoare inițială a lui $M\Psi$

$M\varphi_{max}$ — valoarea maximă a lui $M\varphi$

$M_i, i = 1,\ldots,12$ — momentele elastice de torsiune din legăturile modelului dinamic, respectiv, din arborii transmisiei autotractorului ;

$AMOR_i, i = 1,\ldots,12$ momentele de torsiune de amortizare.

Momentele de inerție și constantele elastice s-au determinat prin calcul, iar pentru constantele de amortizare s-au stabilit valori pe baza datelor din literatura de specialitate [6].

Pe baza legii conservării energiei toate mărimile, care intervin în compunerea modelului dinamic și respectiv, matematic, s-au redus la arborele ambreiajului.

Scriind ecuațiile de echilibru dinamic, pe baza principiului lui d'Alembert, pentru fiecare volant în parte, se obține un sistem de ecuații diferențiale de ordinul al doilea.

$$
\begin{array}{l|l}
\text{Faza I } (0 \le \omega_2 \le \omega_{1i}) & \text{Faza a II } (\omega_2 = \omega_{1i}) \\
J_1\ddot{\varphi}_1 + M_a(t) = M_e(\omega_1), & (J_1+J_2)\ddot{\varphi}_1 + K_1(\varphi_2-\varphi_3) + c_1(\dot{\varphi}_2-\dot{\varphi}_3) = M_e(\omega_{1i}), \\
J_2\ddot{\varphi}_2 + K_1(\varphi_2-\varphi_3) + c_1(\dot{\varphi}_2-\dot{\varphi}_3) = M_a(t). & M_a(t) = M_e(\omega_{1i}), \\
 & \ddot{\varphi}_2 = \ddot{\varphi}_1 .
\end{array}
$$

Ecuații comune celor două faze:

$$
K_1(\varphi_2-\varphi_3) + c_1(\dot{\varphi}_2-\dot{\varphi}_3) \le \beta_3 \cdot M_n,
$$

$$
M_a(t) = \begin{cases} M_{a_0} + \beta a t / t_1 \text{ pentru } 0 \le t < t_1, \\ \beta_3 M_n \text{ pentru } t > t_1 \end{cases}
$$

$$
\begin{cases} M_e(\omega_1) = M_n\left[\alpha_1 + \alpha_2\left(\frac{\omega_1}{\omega_n}\right) + \alpha_3\left(\frac{\omega_1}{\omega_n}\right)^2\right] \text{pentru } \omega_1 \le \omega_n, \\ \omega_0 = 1{,}1 \cdot \omega_n \\ M_e(t) = \frac{P_n}{\omega_n}(\omega_1 - \omega_0)/(\omega_n - \omega_0) \text{ pentru } \omega_1 > \omega_n, \end{cases}
$$

$$
J_3\ddot{\varphi}_3 - K_1(\varphi_2-\varphi_3) - c_1(\dot{\varphi}_2-\dot{\varphi}_3) + K_2(\varphi_3-\varphi_4) + c_2(\dot{\varphi}_3-\dot{\varphi}_4) = 0,
$$

$$
J_4\ddot{\varphi}_4 - K_2(\varphi_3-\varphi_4) - c_2(\dot{\varphi}_3-\dot{\varphi}_4) + K_3(\varphi_4-\varphi_5) + c_3(\dot{\varphi}_4-\dot{\varphi}_5) + K_8(\varphi_4-\varphi_8) + c_8(\dot{\varphi}_4-\dot{\varphi}_8) = 0,
$$

$$
J_5\ddot{\varphi}_5 - K_3(\varphi_4-\varphi_5) - c_3(\dot{\varphi}_4-\dot{\varphi}_5) + K_4(\varphi_5-\varphi_6) + (\dot{\varphi}_5-\dot{\varphi}_6) = 0,
$$

$$
J_6\ddot{\varphi}_6 - K_4(\varphi_5-\varphi_6) - c_4(\dot{\varphi}_5-\dot{\varphi}_6) + K_5(\varphi_6-\varphi_{11}) + c_5(\dot{\varphi}_6-\dot{\varphi}_{11}) = 0,
$$

$$
K_5(\varphi_6-\varphi_{11}) + c_5(\dot{\varphi}_6-\dot{\varphi}_{11}) \le M\varphi_{1\max}/2,
$$

$$
J_7\ddot{\varphi}_7 - K_6(\varphi_5-\varphi_7) - c_6(\dot{\varphi}_5-\dot{\varphi}_7) + K_7(\varphi_7-\varphi_{11}) + c_7(\dot{\varphi}_7-\dot{\varphi}_{11}) = 0,
$$

$$
K_7(\varphi_7-\varphi_{11}) + c_7(\dot{\varphi}_7-\dot{\varphi}_{11}) \le M\varphi_{1\max}/2,
$$

$$
J_8\ddot{\varphi}_8 - K_8(\varphi_4-\varphi_8) - c_8(\dot{\varphi}_4-\dot{\varphi}_8) + K_9(\varphi_8-\varphi_9) + c_9(\dot{\varphi}_8-\dot{\varphi}_9) + K_{11}(\varphi_8-\varphi_{10}) + c_{11}(\dot{\varphi}_8-\dot{\varphi}_{10}) = 0,
$$

$$
J_9\ddot{\varphi}_9 - K_9(\varphi_8-\varphi_9) - c_9(\dot{\varphi}_8-\dot{\varphi}_9) + K_{10}(\varphi_9-\varphi_{11}) + c_{10}(\dot{\varphi}_9-\dot{\varphi}_{11}) = 0
$$

$$
K_{10}(\varphi_9-\varphi_{11}) + c_{10}(\dot{\varphi}_9-\dot{\varphi}_{11}) \le M\varphi_{2\max}/2,
$$

$$
J_{10}\ddot{\varphi}_{10} - K_{11}(\varphi_8-\varphi_{10}) - c_{11}(\dot{\varphi}_8-\dot{\varphi}_{10}) + K_{12}(\varphi_{10}-\varphi_{11}) + c_{12}(\dot{\varphi}_{10}-\dot{\varphi}_{11}) = 0,
$$

$$
K_{12}(\varphi_{10}-\varphi_{11}) + c_{12}(\dot{\varphi}_{10}-\dot{\varphi}_{11}) \le M\varphi_{2\max}/2.
$$

$$
M\varphi_1 + M\varphi_2 = M\varphi,
$$

$$
J_{11}\cdot\ddot{\varphi}_{11} + M\psi = M\varphi,
$$

$$
\eta_\delta = 1 - \ell n\,(0{,}8/(0{,}76 - |M\varphi/M\varphi_{max}|))
$$

$$
\dot{\varphi}_{11}' = \dot{\varphi}_{11}/2\delta
$$

$$
M\psi \begin{cases} 0 \text{ pentru } \dot{\varphi}_{11} \le 0, \\ M\psi_0 \text{ pentru } \dot{\varphi}_{11} > 0. \end{cases}
$$

Anexa 1 — Sisteme de ecuații diferențiale de ordinul al II-lea.

Acest sistem de ecuații este prezentat în anexa 1 și reprezintă modelul matematic, pe lîngă ecuațiile diferențiale care descriu starea de mișcare, intervin și o serie de ecuații care descru legile de variație a momentelor de torsiune *Me*, *Ma*, $M\psi$ și a randamentului patinării. De asemenea, se disting cele două faze de funcționare a ambreiajului [16, 17, 18] și care determină împreună cu toate restricțiile impuse de funcționarea sistemului fizic real condițiile în care se integrează sistemul de ecuații diferențiale.

În vederea integrării, modelul matematic s-a transformat într-un sistem de ecuații diferențiale ordinare de ordinul întîi cu condiții inițiale, în conformitate cu cele prezentate în lucrările [11, 16, 17, 18] intoducînd ca necunoscute suplimentare momentele elastice de torsiune, *Mi*, $i = 1, \ldots, 12$. După toate transformările s-a obținut un sistem cu 23 de ecuații diferențiale ordinare, avînd în partea dreaptă expresiile derivatelor în raport cu timpul ale vitezelor unghiulare și a momentelor elastice de torsiune.

Pentru integrarea numerică aproximativă a sistemului de ecuații pe calculatorul numeric FELIX C — 256 s-a întocmit un program de calcul [11, 12, 13, 14, 15, 16] avînd la bază metoda Runge-Kutta [3, 23]. Această metodă este transpusă în limbajul FORTRAN și este cunoscută ca o subrutină externă denumită *RKGS*.

În programul de calcul intervin o serie de modificări față de cele prezentate în lucrările [11, 13, 16]; în subrutina *FCT* ca urmare a numărului mare a ecuației diferențiale și a modului de plasare a acestora în program și prin luarea în considerare a momentelor de torsiune de amortizare $AMOR_i$

Sistemul de ecuații s-a integrat pentru condițiile pornirii din loc a autotrenului și a cuplării treptelor de viteze. O parte din rezultatele obținute, pe calculator, sînt prezentate în figurile 3, 4, 5 și 6 în care sînt prezentate curbele de variație în timp a următoarelor momente de torsiune: *Me*; *Ma*; *Maa* (numai în fig. 3) din arborele ambreiajului; *Mas* — din arbori de legătură dintre cutie și diferențialul interaxial cu puntea motoare din mijloc și *Mrdm* — transmis de roata motoare din partea dreaptă a punții din mijloc.

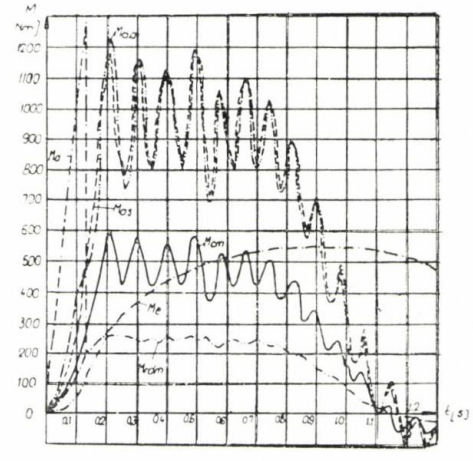


Fig. 3 Variația în timp a momentelor de torsiune din arborii transmisiei la pornirea de pe loc la $t_1 = 0{,}3$ [S].
Mas./1 — momentul de torsiune la arborele cardanic;
Mrdm/1/0 — momentul de torsiune la roata motoare;
Mcm/1 — momentul de torsiune la arborele cardanic dintre diferențialul interaxial și puntea din mijloc;
$t_1 = 0{,}3$; $i_1 = 6{,}07$; $i_0 = 7{,}22$.

Figurile 3 și 4 corespund cazului pornirii din loc a autotrenului în treapta întîia de viteze. În figura 3 s-a considerat timpul

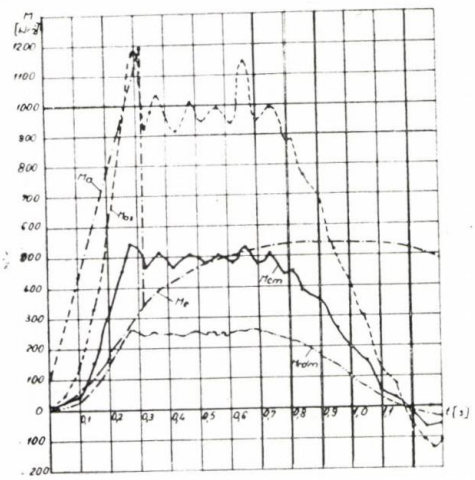


Fig. 4. Variația în timp a momentelor de torsiune din arborii transmisiei la pornirea de pe loc la $t_1 = 0{,}3$ [S].

viteza I-a : $t_1 = 0{,}8$ [S]
$I_1 = 6.07$
$i_0 = 7{,}22$

Mas./1 — momentul de torsiune la arborele cardanic ;
Mrdm/1/0 — momentul de torsiune la roata motoare ;
Mcm.i$_1$ — momentul de torsiune la arborele cardanic dintre diferențialul interaxial și puntea din mijloc.

$t_1 = 0{,}3$ secunde, iar în figura 4 timpul $t_1 = 0{,}8$ secunde. Se observă că vîrfurile sarcinilor dinamice în figura 4 sînt mai mici decît în figura 3. În ambele cazuri se constată o „relaxare" [15] a elementelor transmisiei după 1,1 secunde.

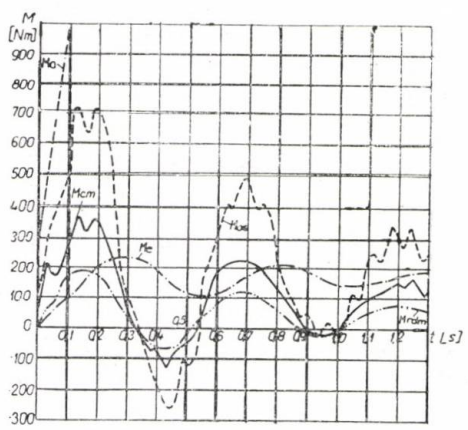


Fig. 5. Variația în timp a momentelor de torsiune în arborii transmisiei la cuplarea treptei a treia, la $t_1 = 0{,}4$ [S].

Mas./1 — momentul de torsiune la arborele cardanic ;
Mrdm/1/0 — momentul de torsiune la roata motoare ;
Mcm/1 — momentul de torsiune la arborele cardanic dintre diferențialul interaxial și puntea din mijloc.

Curbele prezentate în figura 5, corespund cuplării treptei a treia de viteze pentru un timp $t_1 = 0{,}4$ secunde, iar cele din figura 6, corespund aceleiași trepte de viteze pentru $t_1 = 0{,}8$ secunde. După cum rezultă din aceste curbe se constată că la cuplarea treptelor de viteze, durata sarcinilor dinamice este mai mică și că au tendința de amortizare rapidă. Aceasta confirmă faptul că regimul pornirii din loc al autotrenului este cel mai greu regim de solicitare a transmisiei.

Pentru cercetarea experimentală a solicitărilor dinamice din transmisia autotractorului s-a folosit metoda electro-tensometrică de măsurare și înregistrare. Procedînd astfel s-au măsurat și înregistrat momentele de torsiune din : arborele cardanic, ce leagă cutia de viteze cu diferențialul interaxial, arborele planetar din partea dreaptă a punții motoare din mijloc și arborele planetar din partea stîngă a punții motoare din spate.

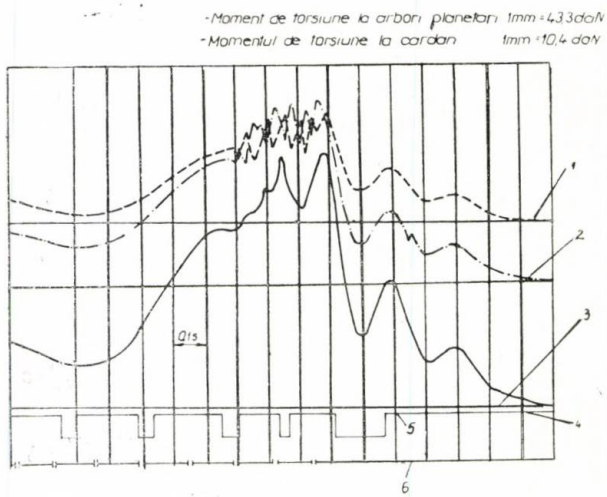


Fig. 6. Oscilogramele momentelor de torsiune din arborii transmisiei la pornirea de pe loc cu cuplarea bruscă a ambreiajului.
— moment de torsiune la arbori planetari : 1 mm = 43,3 daN
— moment de torsiune la cardan : 1 mm = 10,4 daN
1 — cuplu 0 planetară stînga ;
2 — cuplu 0 planetară dreapta ;
3 — cuplu 0 cardan ;
4 — turație roată 8 impulsuri pe rotație ;
5 — turație roată ;
6 — turație cardan 2 impulsuri pe rotație ;

În figura 6 sînt prezentate curbele momentelor de torsiune, menționate pentru cazul pornirii din loc în treapta a întîia de viteze, la o cuplare bruscă a ambreiajului. Se observă că momentele de torsiune cresc brusc ajungînd în 0,6 secunde la valorile lor maxime, din momentul începerii cuplării ambreiajului, după care urmează faza de relaxare. Curbele prezentate în figura 7, corespund pornirii din loc în treapta întîia de viteze la o cuplare normală a ambreiajului. În acest caz momentele de torsiune ajung la valorile maxime în 1,2 secunde de la începutul cuplării ambreiajului.

Comparînd rezultatele teoretice cu cele experimentale se constată că regimul luat în calcul se apropie mai mult de cazul pornirii normale atît sub aspect calitativ cît și cantitativ, diferențele care apar încadrîndu-se în limitele normale.

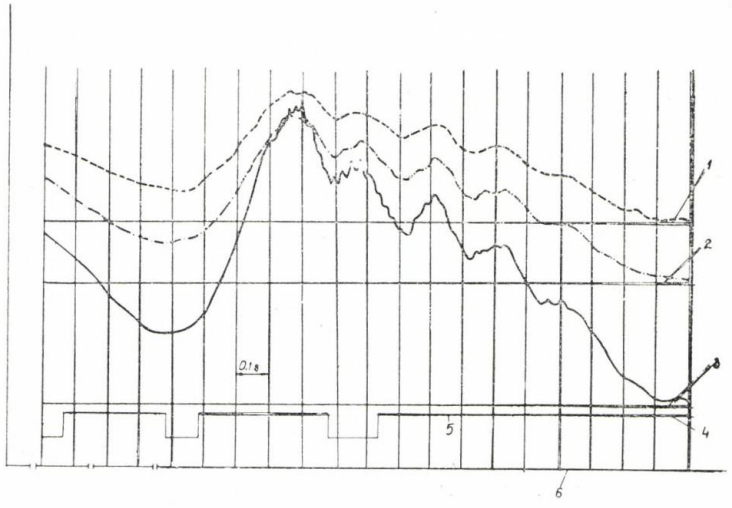


Fig. 7. Oscilogramele momentelor de torsiune din arborii transmisiei la pornirea de pe loc cu cuplarea normală a ambreiajului.
— momentul de torsiune la arbori planetari : 1 mm = 43,3 daN
— momentul de torsiune la cardan : 1 mm = 10,4 daN
1 — cuplu 0 planetară stînga ;
2 — cuplu 0 planetară dreapta ;
3 — cuplu 0 cardan ;
4 — turație roată 8 impulsuri pe rotație ;
5 — turație roată ;
6 — turație cardan 2 impulsuri pe rotație ;

Din cele prezentate rezultă că modelarea transmisiei autotrenului I.T.I.A de 38 t s-a realizat în mod corect.

Programul de calcul întocmit permite modificarea unui număr mare de parametrii ceea ce asigură studierea celor mai grele condiții de funcționare ale transmisiei.

Solicitările dinamice maxime din transmisie depășesc cu 30 ... 40% valorile nominale ale momentelor de torsiune în cazul pornirii normale și cu circa 45% în cazul pornirii brusce a autotrenului.

Rezultatele obținute, precum și metodica de cercetare folosită sînt utile pentru stabilirea corectă a regimurilor de calcul ale transmisiilor autovehiculelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Buzdugan, Gh. ș.a. :* Vibrațiile sistemelor mecanice. Editura Academiei R.S.R., București, 1975.

[2] *Cihaidze, N. B., ș.a. :* Issledovanie krutilinih kolebanii v transmissii traktora s suhim treniem v gasitele. Tractorî i selihozmașinî. Nr. 6, 1974, p. 13—15.

[3] *Dorn, W. S., Mc. Craken, D. D. :* Metode numerice cu programe în FORTRAN IV. (Traducere din l. engleză), Editura Tehnică, București, 1976.

[4] *Duditza, F. :* Regimuri tranzitorii în transmisia automobilului. Studii și cercetări de mecanică aplicată. Tom 16 (1964) Nr. 3, p. 681—728.

[5] *Dudutza, F. :* Parametriske Dreschwingungen in Kardangelekgetriebe. VDI — Berichte Nr. 127, p. 51—57. Düseldorf : VDI — Verlag 1969.

[6] *Gekker, F. P. :* K metodike opredeleniia optimalnogo momenta dempfera transmissii avtomobilei. Avtomobilnîi promîslenosti, Nr. 2, 1969, p. 15—18.

[7] *Gekker, F. P. ș.a. :* Isledovanie vlianiia natiaga i uporov v dempfera muftî steplenia na krutilinie kolebania silovoi peredaci tractora. Tractorî i selihozmașinî, Nr. 7, 1977, p. 13—16.

[8] *Ivanov, S. I. ș.a. :* Krutilinie kolebaniia kardannoi peredaci v transmissii avtomobilia. Avtomobilinaia promîșlennosti, Nr. 4, p. 30—32.

[9] *Küülborn, H. :* Ein Beitrag rum Drehschwingungsverhalten des Systems Ackerschlepper — Jandmaschinen. Jandbanforschung Völkenrode, Sonderheft 9 (1971).

[10] *Malașcov, I. I. ș.a. :* Zavisimosti dinamicieskih nagruzok v transmissii avtomobilia ot protesov, proishodiasciih v steplenii pri ego bistrom ukliucenii. Avtomobilinaia promîșlenosti. Nr. 12, 1974, p. 13—17.

[11] *Pereș, Gh. :* Dynamische Belastungen des Antriebs von Kettenschleppern bei Konstanten Betriebsbedingungen. Grundlagen der Jandtehnic Bd. 24 (1974), Nr. 6, p. 195—201.

[12] *Pereș, Gh., Popescu, S. :* Utilizarea calculatoarelor electronice la studiul vibrațiilor torsionale din transmisia autovehiculelor. În : Lucrările conferinței „Vibrații în construcția de mașini", Timișoara, 1975, p. 331—338.

[13] *Pereș, Gh. ș.a. :* Algoritm de calcul pentru studiul vibrațiilor de torsiune în transmisia autovehiculelor. În : Lucrările simpozionului „Mecanisme și transmisii mecanice", Reșița, 1976, p. 688—697.

[14] *Peres, Gh. ș.a. :* Cercetări în vederea stabilirii solicitărilor dinamice la care este supusă cutia

de viteze a autocamionului ROMAN 10 215 F. Comunicarea la Conferința Națională de Automobile și Tractoare (CONAT) Brașov, 1976.

[15] *Pereș, Gh. ș.a.* : Cercetarea solicitărilor dinamice din transmisia autocamionului ROMAN 8135-F cu ajutorul calculatorului FELIX C-256. (Comunicare Sesiune Jubiliară I.C.P.A.T. Brașov).

[16] *Pereș, Gh., Popescu, S.* : Studiul solicitărilor dinamice din transmisiile autovehiculelor cu ajutorul calculatoarelor numerice. În lucrările : SECOND IFTOM INTERNATIONAL SYMPOSIUM on LINKAGES and COMPUTER AIDED DESIGN METHODS, Bucharest, Romania, — SYROM 1977 — Volume III — 2 Paper 44, pp. 493—504.

[17] *Popescu, S.* : Dynamische Belastungen im Schlepperfriebwerk bei instaționărem Betrieb. Grundlagen der Landtecnik Bd. 25 (1975) Nr. 1, p. 18—23.

[18] *Popescu, S., Pereș, Gh.* : Vibrații torsionale în transmisiile mecanice ale autovehiculelor. În : Lucrările conferinței „Vibrații în construcția de mașini", Timișoara, 1975, p. 339—346.

[19] *Riazanțev, V. I., Smirnov, G. A.* : O formirovanii nagruzok v transmissii mnogoprivodnogo avtomobilia. Avtomobilinaia promîșlennosti, Nr. 8, 1976, p.

[20] *Semenov, V. M. ș.a.* : O dinamike avtomobilia kak Kolebamelinoi sistemî so mnogimi atepeniami svobogî Avtomobilinaia promîșlennosti. Nr. 4, 1976, p. 21—23.

[21] *Semenov, V. M. ș.a.* : Dinamicieskie skemî sistem privodgvijiteli mașina. Avtomobilinaia promîșlenosti, Nr. 10, 1974, p. 28—31.

[22] *Ștefanovici, I. G.* : O dispozitivnîh silah v transmisii avtomobilia. Avtomobilinaia promîșlennosti, Nr. 5, 1973, p. 24—27.

[23] * * * : Matematics — Ordinary Differențial Ecuation, din manualul de programare al calculatoarelor I.B.M.

CZ : 629.113/.114

Precizări asupra noțiunii de rang median cu aplicații în studiul fiabilității automobilului

Dr. ing. Dumitru **GHEORGHE** — Intreprinderea „Autobuzul" — București
Dr. ing. Dan **PANTAZOPOL** — Institutul de cercetări spațiale — București

În studiul fiabilității automobilului (precum și al altor sisteme tehnice), o problemă de bază este determinarea funcției cumulative de frecvențe, cu ajutorul căreia se pot formula concluzii importante asupra comportării în funcționare a diverselor piese sau agregate [1], [2], [3], [4].

Funcția cumulativă de frecvențe sau **defiabilitatea** se determină prin diferite metode, preluate din teoria probabilităților, utilizîndu-se date experimentale sau observații de natură statistică.

Unele din aceste metode se bazează pe noțiunea de **rang median,** care a fost introdusă în fiabilitate de Johnson [1] și care s-a dovedit a fi deosebit de utilă și eficientă în interpretarea probabilistică a comportării în funcționare a diferitelor sisteme tehnice, printre care și a automobilului. Astfel, distribuțiile de tip Weibull, a căror utilizare în studiul fiabilității automobilului prezintă astăzi o foarte largă generalizare, se pot determina cu multă ușurință, prin folosirea adecvată a noțiunii de rang median.

În literatura de specialitate, apărută atît în țară cît și în străinătate, această noțiune nu este prezentată decît foarte puțin sau chiar deloc, astfel încît utilizarea ei în cercurile de specialiști este cu totul întîmplătoare.

În cadrul articolului de față ne propunem să prezentăm noțiunea de rang median într-o formă succintă, dar suficient de detaliată pentru a putea fi utilizată în practică. Cu acest prilej se fac și unele precizări privind definitivarea rangului median și deducerea formulelor de calcul aferente, pentru o mai ușoară înțelegere și însușire a acestei noțiuni, în condițiile lipsei din literatură a unor explicații și demonstrații similare.

* * *

Rang median. Rang de x %.

Să considerăm un eșantion de n elemente aparținînd unei populații foarte numeroase de N obiecte, teoretic identice. Duratele de viață ale obiectelor eșantionului, măsurate experimental și dispuse în ordinea lor crescătoare, sînt t_1, t_2 .... t_n. O aproximare a funcției cumulative de frecvențe s-ar putea obține construind o curbă care să treacă prin cele n puncte de coordonate $\left(t_1, \frac{1}{n}\right), \left(t_2, \frac{2}{n}\right), \ldots$ $(t_n, 1)$,

Dacă numărul n este suficient de mare, (comparabil eventual cu N) atunci s-ar putea determina în acest fel legea de distribuție cu o exactitate satisfăcătoare. Dacă însă numărul n este mic în comparație cu N și de fapt acesta este cazul care prezintă interes teore-

tic și practic — atunci prin metoda de mai sus nu se pot obține rezultate suficient de sigure din punct de vedere statistic.

În consecință, se pune următoarea problemă: **numerele** $1/n$, $2/n$, ... n—$1/n$, **1 fiind fracțiunile de eșantion scoase din uz la momentele** t_1, $t_2 \ldots t_n$ **să se determine fracțiunile probabile din întreaga populație corespunzătoare celor dintîi.**

Înainte de a trece la determinarea soluției problemei de mai sus, vom preciza următoarele:

a. Valoarea t_i $(i = 1,2 \ldots . n)$ este denumită de unii autori [1] **al** i**-lea ordin statistic** al eșantionului de volum n; alteori, i se mai dă și denumirea de **valoare de rang** i a eșantionului de volum n.

b. Dacă din populația de N obiecte teoretic identice am extrage de un **foarte mare număr de ori** eșantioane de cîte n obiecte și am stabili experimental, în cadrul fiecărui eșantion, duratele lor de viață ordonate crescător, am putea grupa în **mulțimi** bine determinate fiecare din cele n ordine statistice ale eșantioanelor extrase. Fiecare din cele n mulțimi t_i va avea o **mediană** τ_i.

Deoarece în cadrul fiecărui eșantion:

$$t_1 \leqslant t_2 \leqslant t_3 \leqslant \ldots\ldots \leqslant t_n , \qquad (1)$$

rezultă că și:

$$\tau_1 \leqslant \tau_2 \leqslant \tau_3 \leqslant \ldots\ldots \leqslant \tau_n \qquad (2)$$

c. Notînd cu N_i numărul obiectelor populației a căror durată de viață nu depășește valoarea τ_i, rezolvarea problemei enunțate mai sus revine la a determina rapoartele.

$$Z_i = \frac{N_i}{N}, \quad i = 1,2 \ldots . n \qquad (3)$$

Prin definiție, raportul Z_i din formula de mai sus poartă denumirea de **rang median** al ordinului statistic $n\tau \cdot i$ din eșantionul de volum n.

După cum rezultă din însăși relația (3) rangul median reprezintă probabilitatea ca viața unui obiect ales la întîmplare din populația de N obiecte teoretic identice să fie mai mică, sau cel mult egală, cu τ_i Sau, astfel spus, **rangul median reprezintă fracțiunea probabilă din întreaga populație, care iese din funcțiune pînă la timpul** τ_i

Pentru rezolvarea problemei enunțate, adică determinarea rangurilor mediane (3), să ne imaginăm că valorile τ_i (2) sînt determinate experimental, prin testarea unui mare număr de eșantioane de volum n, așa cum s-a arătat mai sus. Valoarea τ_i fiind mediana mulțimii valorilor t_i se găsește la „stînga" lui τ_i, iar cealaltă jumătate, la „dreapta" acestei valori. Deoarece, așa cum se vede din (2), $\tau_{i-1} \leqslant \tau_i$, rezultă că oricare din eșantioanele de volum n pe care le-am testa va avea, **cu o probabilitate de 50 %**, cel puțin primele i valori t_i situate la stînga lui τ_i. Se subliniază aici că este vorba de **cel puțin** primele i valori, deoarece se poate întîmpla ca la stînga lui τ_i să se situeze și cîte o valoare de rang mai mare $(t_i + q)$.

Dacă notăm cu P_i $(T < \tau_i)$ probabilitatea ca din n valori t_i (ordine statistică) **cel puțin** i să se situeze la stînga lui τ_i, vom avea:

$$P_i(T < \tau_i) = 0,5 \qquad (4)$$

Conform bine cunoscutei **repartiții binominale,** se știe că:

$$P_i(T < \tau_i) = \sum_{m=i}^{m=n} \cdot C_n^m \cdot Z_i^m \cdot (1 - Z_i)^{m-n} , \qquad (5)$$

unde Z_i, definit de (3), este, repetăm, probabilitatea ca **un singur obiect** extras la întîmplare din populația de N obiecte să aibă o durată de viață mai mică decît $\tau_i (t_i \leqslant \tau_i)$.

Formula (5), în care se ține seama de (4), poate fi pusă și sub forma:

$$1 - \sum_{m=0}^{m=i-1} C_n^m \; Z_i^m \; (1 - Z_i)^{m-n} = 0,5 \qquad (6)$$

care reprezintă o ecuație din care se poate deduce valoarea rangului median Z_i. Dînd lui i toate valorile de la 1 la n se obțin n ecuații din care se pot deduce toate rangurile mediane corespunzătoare eșantionului de volum n.

În locul medianei τ_i putem să ne propunem o altă valoare caracteristică mulțimii valorilor t_i De exemplu putem defini o valoare k_i astfel încît la stînga acesteia să se găsească numai 5% din numărul valorilor t_i

În acest caz, evident:

$$P_i(T < k_i) = 0,05$$

și în locul ecuației (6) vom avea:

$$1 - \sum_{m=0}^{m=i-1} C_n^m \; \zeta_i^m \; (1 - \zeta_i)^{m-n} = 0,05 \qquad (7)$$

Valorile ζ care se obțin prin rezolvarea ecuației (7) poartă numele de **rang de 5 %**. În general putem să ne alegem orice procent x % pe care să-l introducem, ca valoare definitorie a rangului respectiv, în membrul din dreapta al unei ecuații de tipul (6) sau (7) obținînd astfel un **rang de x %**.

Ecuațiile de tipul (6) sau (7) se rezolvă numeric, cu ajutorul calculatorului electronic și valorile obținute se tabulează. În lucrarea [1]

se dă următoarea relație, care reprezintă o foarte bună aproximare a soluției ecuației (6) :

$$Z_i = \frac{i - 0{,}3}{n + 0{,}4} \qquad (8)$$

În caz că nu dispunem de tabele, relația (8) poate servi la calculul rapid, în condiții de exactitate satisfăcătoare, al rangurilor mediane (nu însă și al rangurilor de x%).

Determinarea funcției de distribuție cu ajutorul rangului median.

Vor remarca mai întîi că rangurile mediane (ca și cele de x%) nu depind decît de volumul n al eșantionului considerat și de **pozițiile** pe care le ocupă medianele τ_i în șirul crescător al valorilor respective, dar nu și de **valorile** efective ale acestor mediane.

Dacă am putea determina valorile efective ale medianelor τ_i atunci funcția cumulativă de frecvențe, care caracterizează componentul statistic al populației studiate, ar trece prin punctele de coordonate (τ_1, Z_1), (τ_2, Z_2). . (τ_n, Z_n). Dar deoarece în majoritatea cazurilor întîlnite în practică, dispunem doar de un singur eșantion de volun n, se iau în considerație valorile t_i ale acestui eșantion, avîndu-se în vedere probabilitatea foarte mare de compensare a erorilor de la o valoare la alta. Prin această afirmație se înțelege că punctele de coordonate $(t_i \quad Z_i)$ se situează de o parte și de alta a curbei care trece prin punctele de coordonate (τ_i, Z_i).

Pentru a ilustra cele de mai sus, vom prezenta următorul exemplu numeric. Din observațiile efectuate în exploatare asupra a 20 de autoturisme, s-a constatat apariția unor defecte la suspensie la următoarele „momente" t_i (număr de km parcurși) ordonate crescător :

11.000 ; 15.200 ; 15.800 ; 19.600 ; 19.600 ;
19.800 ; 21.000 ; 21.100 ; 22.500 ; 23.000 ;
24.000 ; 24.100 ; 25.300 ; 25.800 ; 27.200 ;
27.200 ; 28.400L 28.900 ; 28.900 ; 29.000 ;
29.200 ; 31.000 ; 31.800 ; 31.800 ; 31.900 ;
31.900 ; 32.000 ; 33.000 ; 33.800 ; 33.900 ;
34.700 ; 34.000 ; 35.200 ; 36.600 ; 37.000 ;
37.300 ; 38.600 ; 40.500 ; 40.600 ; 41.670 ;
43.800 ; 46.600 ; 50.000 ; 53.000.

Eșantionul de mai sus are volumul $n = 44$. Se cere să se traseze diagrama funcției cumulative de frecvențe.

Rangurile mediane calculate cu ajutorul formulei (8) (tabelul 1) sînt în procente. Punctele de coordonate $(t_i \; z_i)$ sînt dispuse pe figura 1. Printre aceste puncte se poate trasa curba care reprezintă funcția de distribuție căutată.

Tabelul 1

Nr. crt.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Z_i %	1,58	3,83	6,08	8,33	10,59	12,84	15,09	17,34	19,59	21,85	24,10

Nr. crt.	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
Z_i %	26,35	28,60	30,86	33,11	35,36	37,61	39,86	42,12	44,37	46,62	48,87

Nr. crt.	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33
Z_i %	51,13	53,38	55,63	57,88	60,14	62,39	64,64	66,89	69,14	71,40	73,65

Nr. crt.	34	35	36	37	38	39	40	41	42	43	44
Z_i %	75,90	78,15	80,41	82,66	84,91	87,16	89,41	91,67	93,92	96,17	98,42

Determinarea funcției de distribuție din figura 1 poate fi făcută și pe cale analitică, printr-una din metodele clasice de aproximare a unei funcții, cum ar fi aproximarea

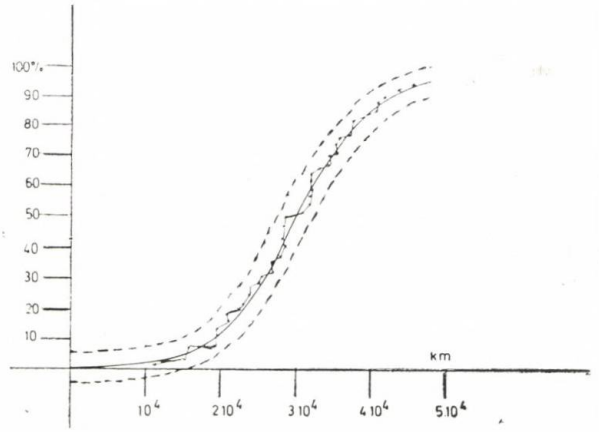


Fig. 1

printr-un polinom, prin criteriul celor mai mici pătrate [3]. Avantajul unei astfel de determinări constă în faptul că expresia analitică a funcției de distribuție se obține direct din datele numerice experimentale, fără a mai fi nevoie de a se căuta o distribuție cunoscută (normală, exponențială, Weibull, etc.) a cărei alură să se potrivească cu funcția din figura 1 în limitele de confidențe prestabilite. Dispunînd de expresia analitică a funcției de distribuție se pot determina apoi toți parametrii necesari interpretării statistice a rezultatelor: funcția de frecvențe, viața medie, viața caracteristică, abaterea patratică medie, etc.

Determinarea prin aproximare a funcției de distribuție pe calea descrisă mai sus prezintă însă și dezavantaje, fiind foarte laborioasă și necesitînd programarea pe calculatorul electronic.

În cele ce urmează vom indica o cale prin care funcția din figura 1 se poate asimila, cu o bună aproximație, cu o distribuție de tip Weibull.

$$D(t) = 1 - e^{-\left(\frac{t-\alpha}{b}\right)^{\beta}} \tag{9}$$

în care β este **parametrul de formă**, b, **viața caracteristică** iar α **viața anterioară.**

Se știe că acest tip de distribuție se adaptează cu multă ușurință unei forme foarte largi de cazuri practice din fiabilitatea sistemelor mecanice, prin alegerea convenabilă a celor trei parametri de care depinde. Determinarea vieții caracteristice b este imediată. Observîndu-se că pentru $t - \alpha = b$, $D = 0{,}632$, se citește pe figură:

$$b \cong 33.600 \text{ km} \tag{10}$$

În majoritatea cazurilor se poate lua $\alpha \simeq 0$. Vom încerca această valoare și, în cazul în care nu se poate obține o aproximare suficientă (în interiorul benzii de confidență) se vor corecta rezultatele luînd o valoare convenabilă pentru α.

În ceea ce privește parametrul β, acesta se determină prin derivarea expresiei (9). Se obține funcția de frecvență:

$$f(t) = \frac{dD}{dt} = \frac{\beta}{b}\left(\frac{t-\alpha}{b}\right)^{\beta-1} e^{-\left(\frac{t-\alpha}{b}\right)^{\beta}} \tag{11}$$

Pentru $t - \alpha = b$ și $\alpha = 0$:

$$f(b) = \frac{\beta}{be}, \text{ sau}$$

$$\beta = b \cdot e \cdot f \cdot (b) \tag{12}$$

Valoarea $f(b)$ se poate citi, cu aproximație, pe figură, luîndu-se după puncte pe curbă alese convenabil, $A(t_1, Z_1)$ și $B(t_2, z_2)$ în porțiunea din vecinătatea punctului P (b; 0,632). Vom avea:

$$f(b) \cong \frac{Z_2 - z_1}{t_2 - t_1} \tag{13}$$

În cazul curbei din figura 1 se obține:

$$f(b) = 0{,}0000425$$

Aplicînd relația (10) obținem:

$$\beta = 3{,}86 \tag{14}$$

Ca atare, distribuția Weibull care aproximează distribuția obținută experimental este:

$$D(t) = 1 - e^{-\left(\frac{t}{33.600}\right)3{,}86} \tag{15}$$

Această distribuție este reprezentată pe figură prin linie întreruptă. Curba reprezentativă coincide aproape exact cu cea trasată printre punctele experimentale, cu excepția ultimei porțiuni unde se remarcă o ușoară deosebire (pe figură curba experimentală s-a trasat cu linia plină pe porțiunea unde diferă de distribuția Weibull).

Cu ajutorul datelor de mai sus, se poate calcula viața medie, aplicînd formula binecunoscută:

$$m = b\Gamma\left(\frac{1}{\beta} + 1\right) \tag{16}$$

unde Γ este funcția lui Gauss. Se obține:

$$m \cong 30.408 \text{ km} \tag{17}$$

În general coincidența nu este întotdeauna atît de perfectă ca în figura 1 și, ca atare, este

nevoie să ne convingem dacă aproximarea printr-o distribuție Weibull (sau, eventual, de alt tip) poate fi sau nu acceptată.

În acest scop se recurge la trasarea unei benzi de confidență de 90 %. Se calculează, pentru fiecare din cele n puncte experimentale (în cazul nostru $n = 44$) rangurile de 5 % și de 95 % și se trasează curbele respective (reprezentate prin linie-punct pe fig. 1). În baza definiției rangurilor mediane de x % rezultă că există 5 % probabilitate ca orice punct experimental ce s-ar putea obține să cadă sub curba de jos și tot 5 % probabilitate să cadă deasupra curbei de sus. Așadar, va exista o probabilitate de 90 %, ca la repetarea experienței sau observațiilor, punctele să se situeze în interiorul benzii de confidență, sau de încredere. Evident, pe aceeași bază se pot construi benzi de confidență de 80 %, 95 %, 70 %, etc.; cea mai utilizată în practică este însă banda de confidență de 90 %. Rangurile de 5 % și de 95 % se calculează prin rezolvarea ecuațiilor de tip (6). Valorile sînt de obicei tabelate [1].

În cazul ilustrat pe figura 1 punctele experimentale și curba reprezentativă a distribuției Weibull, se află în interiorul benzii de confidență, astfel încît rezultatele obținute pot fi considerate satisfăcătoare.

În concluzie, prin utilizarea noțiunii de rang median **se obține o legătură statistică între valorile eșantionului utilizat și valorile corespunzătoare întregii populații, cîștigîndu-se substanțial în precizia rezultatelor.**

Metoda de determinare a funcției de distribuție prezentată în lucrarea de față constituie doar un exemplu de aplicare a noțiunii de rang median și are avantajul de a fi directă, obținîndu-se curba reprezentativă a funcției căutate în mod nemijlocit, din datele experimentale.

Aproximarea acestei funcții printr-o distribuție Weibull sau de alt tip, prezintă avantajul unei mai ușoare posibilități de interpretare și de obținere a unor parametri importanți (viața medie, viața caracteristică, etc.) și dezavantajul unei oarecari lipse de precizie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Johnson, L.:* Theory and technique of variation research. Elsevier Publishing Company, New York, 1964.

[2] *Gheorghe, D.:* Studiul metodelor de determinare a fiabilității automobilelor fabricate în R.S. România. Teză de doctorat, I.P. București, 1973.

[3] *André, A.:* Complemente de matematică pentru inginerii din electronică și telecomunicații. Ed. Tehnică, București, 1965.

[3] *Schwob Met. Peyrache:* Traité de fiabilité. Ed. Masson, Paris, 1969.

[4] *Schwob Met. Peyrache:* Traité de fiabilité. Ed. Masson, Paris, 1969.

[5] *Bazovsky, I.:* Fiabilité. Théorie et pratique de la sureté de fonctionement. Ed. Dunod, Paris, 1966.

CZ : 629.113/.114 : 621.431.73 : 621.65/69

Instalație pentru testarea pompelor de ulei ale motoarelor de autovehicule

Dr. ing. C. **SĂLĂJAN,** dr. ing. W. **SZABO,** dr. ing. Gh. **PEREȘ,** dr. ing. I. **TOPA,** dr. ing. V. **PÎRVULESCU,** ing. V. **VULPE,** ing. T. **IORDACHE,** ing. A. **GREAVU,** s. ing. L. **HRIHOR** — Universitatea Brașov

Domeniul de utilizare

Diversificarea construcției motoarelor de autovehicule din țara noastră în ultimii ani se desfășoară în paralel cu îmbunătățirea fiabilității acestora. Performanțele de durabilitate și economicitate ale motoarelor de autovehicule depind în mare măsură de parametrii funcționali și de organizarea sistemului de ungere. La rîndul lor, parametrii funcționali ai sistemului de ungere, strîns corelați cu parametrii funcționali și geometrici ai motorului, depind în principal de performanțele generatorului hidraulic pompa de ulei — de corelarea acestuia cu întregul sistem de ungere al motorului.

La locurile de ungere, lubrifiantul trebuie să ajungă cu o anumită valoare a presiunii și debitului, fără să se înregistreze diminuări importante, odată cu creșterea regimului de temperatură a motorului și deci a lubrifiantului. La pornirea motoarelor, perioadă critică de funcționare din punct de vedere a lubrificației, timpul de amorsare a sistemului de ungere, respectiv timpul de amorsare a pompelor de ulei, trebuie să fie minimum posibil.

Importanța vitală a pompelor de ulei, în privința fiabilității motoarelor de autovehicule, impune testarea globală a pompelor, atît la nivelul uzinelor constructoare de pompe, al întreprinderilor constructoare de automobile, tractoare, motoare, cît și al întreprinderilor de reparații de autovehicule și motoare.

La Universitatea din Brașov, s-au construit prototipuri ale instalațiilor automatizate pentru testarea globală a pompelor de ulei, în condiții de lucru similare cu condițiile de exploatare. O astfel de instalație (fig. 1) se uti-

lizează pentru încercările de lot, probe de recepție, omologări de prototipuri de pompe și în lucrările de cercetare științifică.

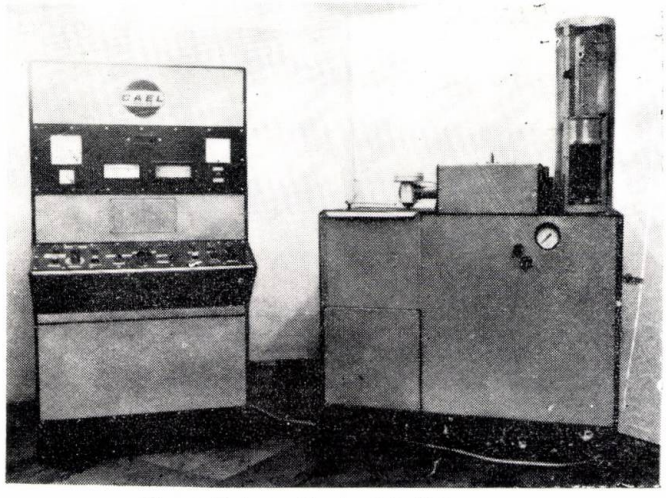


Fig. 1 Fotografia instalației.

Parametrii funcționali

Instalația permite măsurarea următorilor parametrii :

a) Presiunea de refulare, p, avînd valori cuprinse între 0—10 daN/cm² :

1. $p = p(n)$ (n = turația axului conducător al pompei) ;
2. $p = p(T)$, la $n = \text{ct}$, (T = temperatura uleiului).

b) Temperatura uleiului. Prin sistemul de încălzire și stabilizare a temperaturii se poate regla și menține temperatura uleiului pe o perioadă nelimitată de timp, la valori cuprinse între temperatura mediului ambiant și 423°K.

c) Turația pompei, n. Instalația permite un reglaj continuu al turației pompei între 200 și 3000 rot/min.

d) Momentul de torsiune, M, la arborele de antrenare al pompei se determină măsurînd momentul reactiv al statorului oscilant al motorului electric de antrenare. Măsurarea se poate realiza la cupluri de maximum 4 daNm. Citirea se face pe aparatul indicator de cuplu montat pe panoul de comandă, în funcție de următoarele variabile :

$M = M(n)$; $p = \text{ct}$, $T = \text{ct}$;
$M = M(p)$; $p = \text{ct}$, $T = \text{ct}$;
$M = M(T)$; $p = \text{ct}$, $n = \text{ct}$;
$M = M(Q)$; $p = \text{ct}$, $n = \text{ct}$, (Q = debitul pompei).

e) Timpul de amorsare, t, măsura în secunde, cu precizie de 0,1 s, prin afișare digitală pe panoul de comandă, reprezintă timpul măsurat din momentul începerii antrenării pompei, pînă în momentul cînd presiunea de refulare a pompei ajunge la 1 daN/cm². Acest timp se determină în funcție de :

$t = t(n)$; $T = \text{ct}$;
$t = t(T)$; $n = \text{ct}$;

f) Puterea absorbită de pompă, P. Puterea de antrenare a pompei se determină în funcție de turația și momentul de antrenare la axul pompei în raport cu parametrii :

$P = P(n)$, la $F = \text{ct}$, $p \neq \text{ct}$;
$P = P(F)$, la $n = \text{ct}$, $p \neq \text{ct}$;
$P = P(p)$, la $n = \text{ct}$, $T \neq \text{ct}$;
$P = P(Q)$, la $T = \text{ct}$, $p \neq \text{ct}$;

g) Debitul pompei, Q. Măsurarea debitului de ulei refulat de pompă se realizează indirect, prin afișare digitală a timpului necesar umplerii volumului constant al debitmetrului, cu o precizie de 0,1 s. Acest sistem permite două moduri de lucru :

— pentru verificări rapide de control ale pompelor de serie se urmărește numai timpul afișat, care se stabilește anterior în anumite limite în funcție de tipul pompei, gradul de uzură, presiunea de refulare, temperatura uleiului. Stabilirea limitelor admisibile de timp se face în conformitate cu debitele corespunzătoare de pe tabela indicatoare montată pe panoul de comandă, în concordanță cu valorile limită de debit din normele interne departamentale ;

— pentru încercări experimentale, omologări, cercetare, se citește debitul din tabela de pe panoul de comandă în funcție de timpul afișat digital.

Debitul refulat de pompă se poate determina în funcție de următorii parametrii :

$Q = Q(n)$, la : $p = \text{ct}$; $T = \text{ct}$;
$Q = Q(p)$, la : $T = \text{ct}$; $n = \text{ct}$ sau $n \neq \text{ct}$;
$Q = Q(T)$, la : $p \neq \text{ct}$; $n = \text{ct}$ sau $p \neq \text{ct}$.

În urma măsurătorilor de debit se trasează **caracteristica de debit** în funcție de turație,

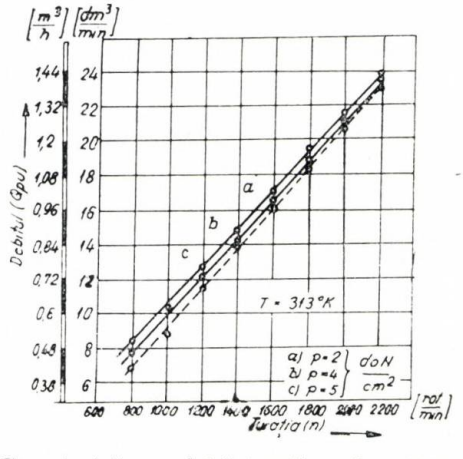


Fig. 2 Caracteristica debit-turație, la temperatură constantă și diferite valori constante ale presiunii.

la diferite presiuni constante, în condițiile în care supapa de siguranță a pompei este blocată (fig. 2).

Caracteristica de debit în funcție de presiune la turația minimă și maximă de funcționarea pompei de motor (fig. 3), alături de

caracteristica prezentată în figura 2, permit aprecierea comparativă și absolută a performanțelor pompelor, a calității execuției teh-

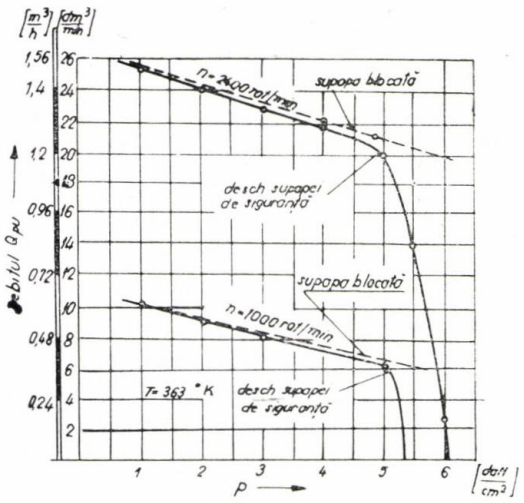


Fig. 3 Caracteristica debit-presiune, la temperatură constantă, la turația minimă și maximă de funcționare a pompei.

nologice, a corectitudinii asamblării, a modului de reglaj al supapei de siguranță, a jocurilor și pierderilor în pompă.

Descrierea instalației

Circuitul hidraulic. Se compune din rezervorul 1, pompa de încercat 4, presostatul 6, manometrul 7, supapa de siguranță 5, droselul 8, distribuitorul 9 acționat electromagnetic, debitmetrul 10, supapa electromagnetică de retur 12. Schema circuitului se prezintă în figura 4.

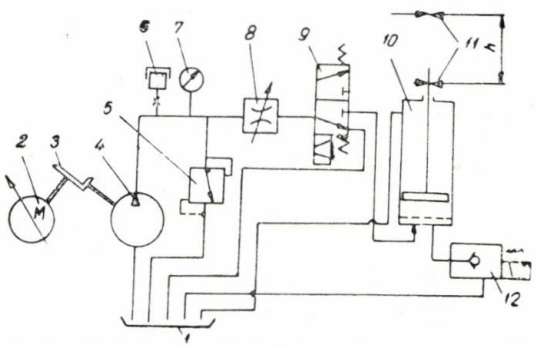


Fig. 4 Schema circuitului hidraulic :
1 — rezervor ;
2 — motor de antrenare ;
3 — angrenaj conic ;
4 — pompa de încărcat ;
4 — pompa de încărcat ;
5 — supapă de siguranță ;
6 — presostat ;
7 — manometru ;
8 — drosel ;
9 — distribuitor ;
10 — debitmetru ;
11 — traductoare inductive de poziție ;
12 — supapă de evacuare cu comandă electromagnetică.

În faza de reglare a turației presiunii și temperaturii, circuitul uleiului este următorul : după pornirea motorului și reglarea turației, presiunii (prin droselul 8) și temperaturii, uleiul circulă din rezervorul 1 prin pompa 4 — droselul 8 — distribuitorul 9 (calea a) — retur în rezervor.

Pentru **măsurarea debitului,** uleiul aspirat din rezervorul 1 de către pompa de încercat 4, trece prin droselul 8, distribuitorul 9 (calea b) în debitmetrul 10. După efectuarea măsurării, golirea debitmetrului are loc prin electrovalva 12 comandată de traductorul superior 11.

În cazul determinării **timpului de amorsare,** uleiul din rezervorul 1 aspirat de pompa 4, trece prin droselul 8, distribuitorul 9(a) și retur în rezervor. În prealabil se deschide complet robinetul presostatului 6, care pentru alte faze de măsurare rămîne închis.

În scopul protejării instalației la suprapresiuni accidentale, înaintea droselului 8 s-a intercalat supapa de siguranță 5, reglată pentru presiunea maximă de 10,5—11 daN/cm². Protecția hidraulică a debitmetrului se realizează prin conducta superioară de deversare, prin care va circula ulei numai în situația în care se defectează limitatorul electric de nivel superior (11) și nu se mai comandă în acest caz electromagnetul distribuitorului 9.

Circuitul de alimentare a motorului. Antrenarea pompei de ulei se face cu un motor electric de curent continuu de 4 kW ; U_n = = 220 V ; n = 1500 rot/min, cu excitație separată. Alimentarea indusului motorului se asigură de la un redresor comandat cu tiristoare, în punte trifazată, conectat în secundarul unui transformator trifazat de 15 kVA, 380/220 V, cu conexiunea *Yy* 12. Tensiunea continuă de 220 V pentru excitație se obține de la redresor în punte cu diode semiconductoare, alimentat din secundarul aceluiași transformator. Reglarea continuă a turației motorului între 0—1500 rot min se realizează prin modificarea unghiului de aprindere al tiristoarelor, utilizînd un echipament electric de comandă de tip UNIDIN, elaborat de către I.E.A. — București. Inversarea sensului de rotație se face prin schimbarea sensului curentului de excitație al motorului.

Pentru protecția tiristoarelor la supracurenți s-au prevăzut siguranțe fuzibile ultrarapide, iar pentru protecția împotriva supratensiunilor-circuite *RC* între anod și catod, între grila de comandă și catod, precum și între fazele secundarului transformatorului trifazat. Schema electrică de principiu a instalației este reprezentată în figura 5.

Circuitul electric pentru încălzirea uleiului. Încălzirea uleiului se realizează cu 3 elemente încălzitoare de 220 V ; 1,3 kW, conectate în serie și alimentate la 380 V. Punerea lor sub tensiune se face cu un întrerupător pachet trifazat de 25 A, montat pe panoul de comandă. Măsurarea și reglarea automată a temperaturii uleiului, între limitele stabilite în prealabil, este asigurată de o termorezistență de *Pt* (100) și un logometru, regulator tip LR—192.

Circuitele electrice pentru măsurarea debitului momentului de torsiune și turației. Măsurarea timpului necesar umplerii cu ulei a volumului constant al debitmetrului se face cu un cronometru digital cu trei cifre, avînd intervalul de măsurare cuprins între 0,1 s — 99,9 s. Schema cronometrului este realizată într-o variantă clasică de numărător cu trei decade cu decodificator și afișare pe tuburi NIXIE. Elementele componente sînt de tip UNILOG, produse de L.E.A. — București. Cronometrul este alimentat de la sursele de +24 V și 300 V încorporate pe un bloc UNILOG și de la sursa de —24 V a dispozitivului de comandă pe grilă.

Comenzile START și STOP ale cronometrului se realizează cu două traductoare inductive de poziție, corespunzătoare nivelelor inferior și superior ale cilindrului debitmetrului, nivele care delimitează un volum constant de 41 (poz. 11 din fig. 4).

Pentru măsurarea momentului de torsiune, unghiul de rotație al statorului oscilant al motorului electric se convertește în deplasarea cursorului unui traductor rezistiv de tip potențiometric. Traductorul este conectat într-unul din circuitele unui logometru magnetoelectric, care va da deviații liniare, dependente de momentul de torsiune, fiind etalonat direct în daNm.

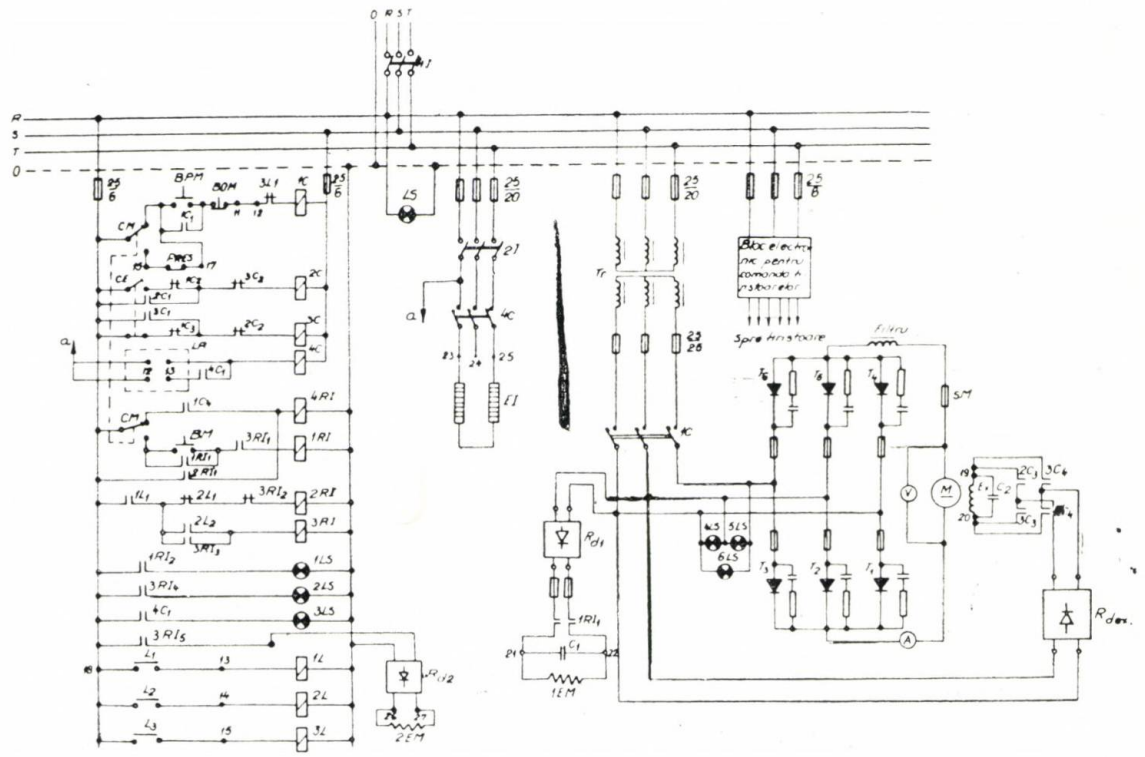


Fig. 5 Schema electrică de principiu a instalației.

Măsurarea turației se realizează cu un turometru electronic de tip analogic. Traductorul turometrului este format dintr-o carcasă feromagnetică semiînchisă, dispusă paralel cu coroana dințată a unui disc. Dinții închid succesiv circuitul magnetic, producînd, prin inducție, un semnal cu o frecvență proporțională cu turația discului. Semnalul este amplificat și introdus pe intrarea unui circuit trigger, care furnizează impulsuri dreptunghiulare unui circuit basculant monostabil. Acesta asigură în colectoarele tranzistoarelor impulsuri de lățime și amplitudine constantă și frecvență egală cu cea de la intrare. Instrumentul magnetoelectric de la ieșire dă o deviație proporțională cu valoarea medie a acestor impulsuri, fiind etalonat direct în unități de turație.

Concluzii

În prezent, obținerea unor indici ridicați de fiabilitate a sistemelor de ungere în general și a pompelor de ulei în special, este asigurată prin dotarea întreprinderilor de specialitate cu această aparatură, existînd și o metodologie unitară de apreciere a caracteristicilor funcționale ale pompelor de ulei.

În lucrare s-au evidențiat unele tipuri de caracteristici (fig. 2 și 3) ridicate cu ajutorul instalației prezentate, pentru pompele de ulei utilizate la motoarele D—115.

În cadrul cercetărilor legate de parametrii pompelor de ulei aflate deja în fabricație sau în cazul prototipurilor, există posibilitatea determinării și a altor caracteristici funcționale menite să precizeze compatibilitatea acestora în raport cu un motor dat sau cu un tip de ulei utilizat.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Himmler, G. R.:* La comande hidraulique. Ed. Dunod, Paris, 1960.

[2] *Fuller, D. D.:* Theory and practice of lubrification of engineers. Ed. J. Wiley, New-York, 1955.

[3] *Oprean, A.:* Sistemele hidrostatice ale mașinilor unelte și preselor. Ed. tehnică, București, 1965.

[4] *Weinrich, G. și alții:* Sisteme de reglare unificate pentru procese rapide. Ed. tehnică, București, 1970.

CZ : 621.83

Cercetări pentru determinarea rezistenței la încovoiere a unor angrenaje planetare

Ing. Costel **BEJAN**, ing. Ioan **NEMȚAN**, ing. Gavril **RADU** — I.C.P.A.T. — Brașov

Introducere

Datele din literatură privind rezistența de oboseală a angrenajelor, pun uneori proiectantul în dificultate prin relativ marea lor dispersie. În figura 1 se prezintă variația coeficientului de durabilitate la încovoiere, după diferite surse, în sprijinul celor mai sus afirmate.

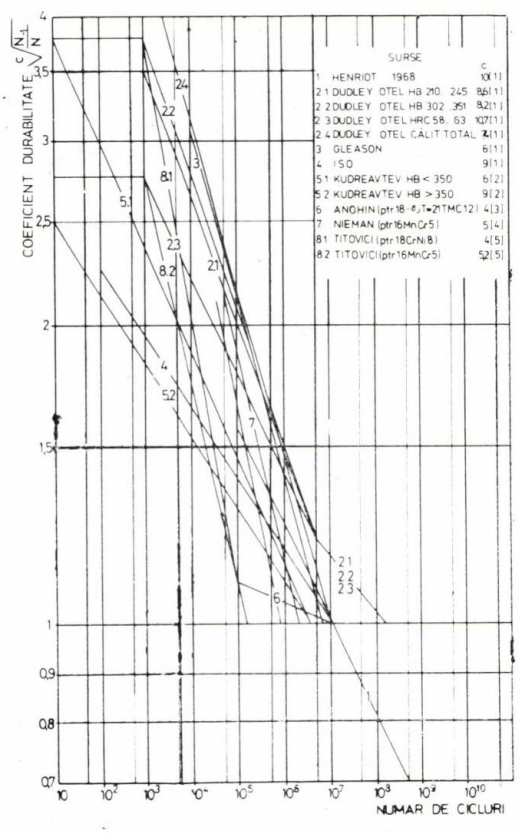


Fig. 1 Variația coeficientului de durabilitate la încovoiere, după diferite surse.

Se pare că cea mai sigură cale este cea a efectuării unor încercări experimentale asupra roților dințate în discuție, cale pe care se determină concret caracteristicile de rezistență ale construcției. Cum încercările pe produsul finit sînt posterioare fazei de proiectare, în care avem efectiv nevoie de datele de rezistență, o încercare accelerată pe un model al roților este binevenită.

Modalități de încercare a roților dințate

Determinarea caracteristicilor de oboseală a angrenajelor se poate face pe una din următoarele căi :

— în ansamblul unei transmisii pe stand, sau produs ;
— pe roți dințate — epruvetă în regim de angrenare reală ;
— pe roți dințate — epruvetă în regim pulsator, fără angrenare reală ;
— pe epruvete clasice pentru încercări la oboseală.

Dintre acestea, cea mai corectă este calea angrenării reale, cu rotirea roților dințate, pe stand — de regulă cu circuit închis — caz care reproduce majoritatea condițiilor din funcționarea pe produs. Standul este relativ complicat de realizat, iar încercarea durează un timp mai îndelungat. Pentru o determinare expeditivă se pot încerca roțile dințate într-un stand cu funcționare alternantă. Realizarea standului este foarte simplă, dar încercarea prezintă neajunsul de a nu reproduce fidel condițiile de funcționare legate de :

— gradul de acoperire, necontrolabil ;
— solicitarea alternantă la roata solară și coroană, unde ciclul este cunoscut ca pulsator pentru mecanismele planetare :
— dificultățile de apreciere a momentului apariției unei ruperi.

Se evidențiază însă influența factorilor specifici danturii și funcționării în angrenaj planetar :

— materialul roții și tratamentul termic ;
— forma dintelui și racordarea la fund ;
— repartiția între sateliți ;
— funcționarea satelitului la sarcini alternante ca și în cazul real la planetare.

Metode de încercare la oboseală a angrenajelor

După scopul urmărit diferențiem metodele după cum urmează :

a) Încercări pentru trasarea curbei de oboseală care constau în solicitarea cu cicluri de amplitudine constantă la 6 ... 8 nivele de încărcare, pînă la rupere, fie a roților dințate, fie a unei epruvete executate din materialul acestora. Numărul de epruvete încercate la fiecare nivel se alege funcție de gradul de precizie dorit, ținînd cont că odată cu scăderea nivelului solicitărilor crește dispersia.

b) Încercări diverse cuprinzînd :

— încercări pentru determinarea durabilității în zona eforturilor unitare mari, care țin seama de apariția, în acest caz, a deformațiilor plastice ;
— încercări pentru determinarea rezistenței la oboseală în zona durabilităților mari, care țin cont de marea dispersie din zona ruperii la oboseală ;
— încercări pentru studiul acumulării deteriorărilor la oboseală, care iau în considerație faptul că solicitările cu o tensiune mai mare decît rezistența la oboseală induc în material procese ireversibile (fără să producă, însă, ruperi), care modifică proprietățile de rezistență la oboseală.

Această clasificare, preluată în mare după [6], este convențională prin aceea că încercarea pentru determinarea rezistenței la oboseală în zona durabilității mari este o subdiviziune obligatorie a încercărilor pentru trasarea curbei de oboseală cu o precizie mare. De asemenea încercările cu realizarea unor secvențe de încărcare asemănătoare cu cele din exploatare (încercările cu program) pot fi dirijate, pentru obținerea diagramei de oboseală.

Trasarea curbei Wöhler. Încercarea la oboseală se face fie printr-o solicitare normală, fie printr-o metodă de accelerare Prot, Locati [6]), Ivanova, Corten-Dolan [7]. În cazul metodei Prot [6], care a fost adoptată de autori, se încarcă roțile epruvetă cu sarcini ciclice (alternante), a căror amplitudine crește în trepte după un număr de cicluri de funcționare prestabilit. Variația efortului unitar este proporțională cu „viteza de creștere a sarcinii", notată α valoare dată în unități de măsură ale solicitării (daN.m, daN/cm^2). Efortul unitar de rupere este : $\sigma r = f(\alpha)$. Deoarece σ_{-1} se obținea în încercări de amplitudine constantă, se egalează cu zero și rezultă $\sigma_{-1} = f(0)$

Relația Prot este :

$$\sigma_r = \sigma_{-1} + A\sqrt{\alpha}$$

Pentru determinarea curbei se încearcă 6 ... 8 epruvete de la același efort unitar inițial, cu valori α diferite. Pe baza numărului de cicluri la rupere se trasează în dreptul unei valori, între $2 \cdot 10^6$ [4] și 10^7 [1] cicluri, curba de distribuție a eforturilor unitare de rupere la oboseală, evidențiindu-se media și extremele.

Se mai stabilește, pe baza a 3 ... 4 încercări, curba de distribuție a efortului unitar de rupere statică, care plasează pe graficul de tip Wöhler, în dreptul valorii de 10^3 cicluri [1]. Prin unirea mediilor și celor două extreme se obține curba Wöhler medie și cîmpul ei de variație. Metoda lui Prot a fost aplicată experimental de E. I. Juk care obține o relație mai apropiată de realitate de forma :

$$\sigma_r = \sigma_{-1} + A\sqrt[m+1]{\alpha},$$

unde m — exponentul curbei Weibull.

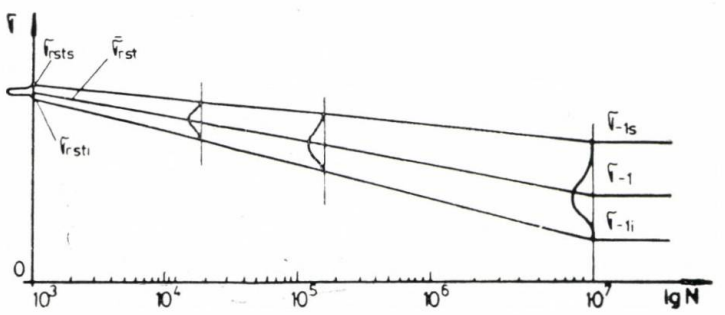


Fig. 2 Curba de distribuție a eforturilor unitare de rupere la oboseală.

Valorile exponentului $(m+1)$ se dau în tabelul 1.

Tabelul 1

Nr. crt.	$m+1$	Materialul sau felul epruvetei	
1	3,076	fontă	Epruvete netede
2	3,57	oţel	
3	2,85	fontă	Epruvete crestate
4	2,5	oţel	
5	2,5	Piesa reală	
6	3,03 ... 2,94	Curba WEINBULL necunoscută	

Această metodă de accelerare a încercărilor permite reduceri de circa 75% din timpul unei încercări clasice.

Evaluarea fiabilităţii angrenajelor şi legătura cu curbele de oboseală

Pe baze experimentale [8] se constată că distribuţia fiabilităţii în funcţionare de durată cumulativă este pentru roţile dinţate de forma :

$$F = e - \left(\frac{N - N_o}{\theta}\right)^m$$

unde :

F — fiabilitatea roţii dinţate ;
N — numărul de cicluri ;
N_o — numărul minim de cicluri în funcţionare ;
θ — durata de funcţionare caracteristică ;
m — coeficient de măsurare a dispersiei valorilor lui N pentru datele experimentale.

Această distribuţie este de tip Weibull, cum se prezintă în figura 3.

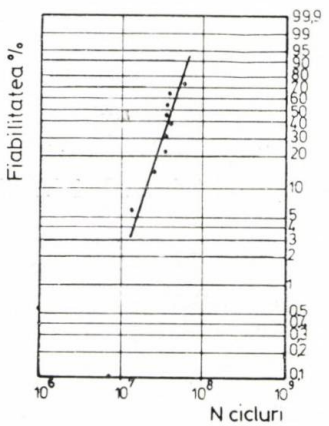


Fig. 3 Distribuţia fiabilităţii în funcţionare a roţilor dinţate.

Pe baza curbei se trasează curba Wöhler mijlocie şi cîmpul de variaţie conform metodicii date de [9]. Se admite că la fiecare punct sau rezultat al încercării (σ_i, N_i) corespunde o curbă Wöhler, în aşa fel încît ansamblul formează o familie de curbe necunoscute. În acest cîmp se construieşte cu metoda celor mai mici pătrate o curbă Wöhler mijlocie. Se trasează o familie de curbe cu aceleaşi pante, cîte una de fiecare punct, iar intersecţia cu un nivel $N = \text{const}$, furnizează distribuţie cumulativă. Funcţia cumulativă, adică numărul defectărilor pînă la un nivel oarecare este :

$$F(\sigma) = 1 - e\left(\frac{\sigma - \sigma_{\min}}{\theta}\right)^m$$

Rezultate experimentale

S-au încercat pe stand un număr de roţi dinţate dintr-un angrenaj planetar avînd caracteristicile : $m = 3$ mm ; $b = 20$ mm ; $\alpha_o = 20°$; $f_o = 1$; $rf = 1{,}25$ mm, grad acoperire 1,45, clasa de precizie 7, material 18 MC 10, cementat la 52 HRC în strat şi 25,5 HRC în miez. S-au executat încercări solicitînd la un anumit nivel mai multe perechi de roţi dinţate pînă la rupere şi un număr de încercări după metoda de accelerare Prot. Datele se prezintă în tabelul 2.

Stabilitatea rezistenţei la oboseală

Cu datele din tabelul 2 se trasează dependenţa $\sigma - \sqrt{\alpha}$, (fig. 4), unde α este „viteza de creştere a sarcinii", dreapta A. Punctele experimentale sînt notate deasemeni ; 1, 2, 3

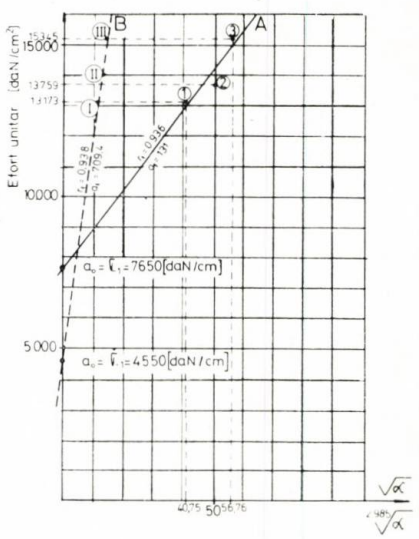


Fig. 4 Reprezentarea rezistenţei unor roţi dinţate, încercate la încovoiere după metoda de accelerare Prot.

Ecuaţia dreptei este :

$$\sigma = a_0 + a_1\sqrt{\alpha}, \text{ unde :}$$

$$a_o \equiv \sigma_{-1}$$

Tabelul 2

Nivel de solicitare	Efort unitar de solicitare	α	Număr de cicluri pînă la rupere	Efort unitar de rupere
	[daN/cm²]	[daN/cm²]		[daN/cm²]
NIVELUL 1	8 620		100.000	8 620
			115.000	
			87.000	
NIVELUL 2	6 896		45.000	6 896
			68.850	
			98.850	
			105.000	
Nivele pentru stabilirea rezistenței prin metoda PROT	8 570	1 730	66.750	
	10 300			
	12 030			
	13 760			13 760
	8 580	1 150	82.700	
	9 730			
	10 880			
	12 030			
	13 180			13 180
	8 600	2 290	46.000	
	10 890			
	13 180			
	15 470			15 470

Formulele de calcul sînt :

$$a_0 = \frac{\Sigma\sigma\Sigma\alpha - \Sigma\sqrt{\alpha}\,\Sigma\sigma\sqrt{\alpha}}{n\Sigma\alpha - (\Sigma\sqrt{\alpha})^2}$$

$$a_1 = \frac{n\Sigma\sigma\sqrt{\alpha} - \Sigma\sqrt{\alpha}\Sigma\sigma}{n\Sigma\alpha - (\Sigma\sqrt{\alpha})^2}$$

Pentru a aprecia apropierea dreptei de datele experimentale se calculează coeficientul de corelație :

$$r = \frac{n\Sigma\sigma\sqrt{\alpha} - \Sigma\sqrt{\alpha}\Sigma\sigma}{\sqrt{[n\Sigma\alpha - (\Sigma\sqrt{\alpha})^2][n\Sigma\sigma^2 - (\Sigma\sigma)^2]}}$$

Valoarea relativ mare a rezistenței la oboseală ne face să manifestăm prudență pentru metoda Prot ca atare.

În varianta propusă de Juk (dreapta B în fig. 4) dependența devine :

$$\sigma = a'_0 + a'_1 \sqrt[m+1]{\alpha}$$

Valoarea coeficientului $m+1$ este dată de [6] în limitele 3,04 ... 2,94. Am adoptat $m+1 = 2{,}985$

Calculul valorilor de trasare a dreptei este :

$$a'_0 = \frac{\Sigma\sigma\Sigma\alpha^{0,67} - \Sigma\alpha^{0,335}\,\Sigma\sigma\cdot\alpha^{0,335}}{n\Sigma\alpha^{0,67} - (\Sigma\alpha^{0,335})^2}$$

$$a'_1 = \frac{n\Sigma\sigma\cdot\alpha^{0,335} - \Sigma\alpha^{0,335}\,\Sigma\sigma}{n\Sigma\alpha^{0,67} - (\Sigma\alpha^{0,335})^2}$$

$$r' = \frac{n\Sigma\sigma\alpha^{0,335} - \Sigma\alpha^{0,335}\,\Sigma\sigma}{\sqrt{[n\Sigma\alpha^{0,67} - (\Sigma\alpha^{0,335})^2][n\Sigma\sigma^2 - (\Sigma\sigma)^2]}}$$

Ținînd cont de caracteristicile cunoscute și de datele cunoscute din literatură [4], [5], apreciem că rezultatele obținute în ipoteza Prot-Juk au un grad de veridicitate acceptabil, cu tot numărul mic de încercări efectuate. Pentru o mai bună edificare considerăm necesare cel puțin 6 ... 7 puncte determinate prin metoda Prot și 3 ... 4 încercări de rupere statică.

Trasarea curbei Wöhler pe baza distribuției Weibull

Datele prezentate anterior pentru nivelele 1 și 2 sînt mai greu de folosit într-o diagramă Wöhler. Se recurge la distribuția Weibull pentru calculul mediei ciclurilor de rupere pentru fiecare nivel.

Se calculează rangul medianei defecțiunilor cu relația :

$$R.M. = \frac{i - 0{,}3}{n + 0{,}4}$$

unde ;

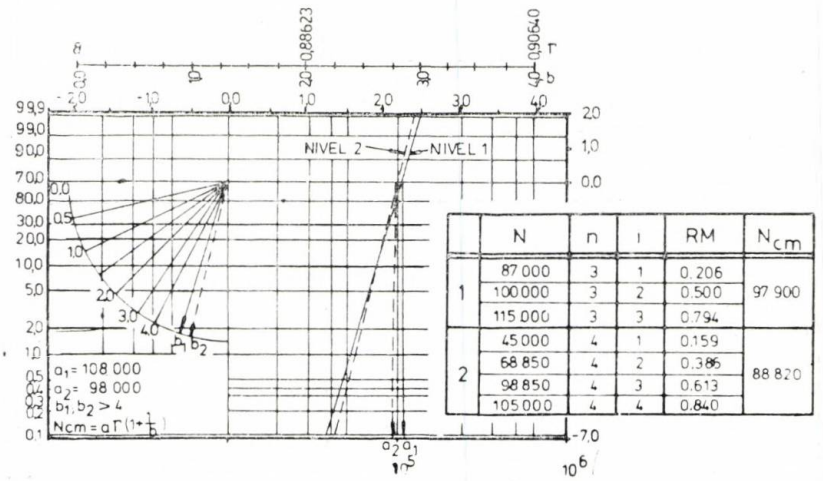
i — numărul de ordine al defectării ;
n — numărul de defectări.

În figura 5 se prezintă diagrama Weibull și valorile numărului mediu de cicluri pînă la rupere.

[10], care dă valori concrete pentru materialele roților dințate. Rezistența în acest caz este mai mare decît cea de rupere la tracțiune, întrucît la danturi fenomenele ruperii sînt specifice. Valorile de mai jos alese pentru oțeluri cu calități apropiate de cel al oțelului 18 MC 10, sînt semnificative :

Oțel 16 Mn Cr 5 :

$\sigma r = 7\,500 \ldots 9\,000$ daN/cm^2, după DIN 17 210 ;
$\sigma static = 9000$ daN/cm^2, după DIN 3 990/9.



	N	n	i	RM	Ncm
1	87 000	3	1	0.206	97 900
	100 000	3	2	0.500	
	115 000	3	3	0.794	
2	45 000	4	1	0.159	88 820
	68 850	4	2	0.386	
	98 850	4	3	0.613	
	105 000	4	4	0.840	

Fig. 5 Diagrama Weibull și valorile numărului mediu de cicluri de rupere.

În baza datelor experimentale s-a trasat o diagramă Wöhler a materialului (fig. 6). În aceeași diagramă se mai trec și cîteva materiale asemănătoare din punct de vedere al proprietăților mecanice.

Pentru determinarea punctului de rupere statică s-a făcut analogie cu DIN 3990, fila 9

Oțel 20 Mn Cr 5 :

$\sigma r = 11\,000 \ldots 14\,000$ daN/cm^2, după DIN 17 210 ;
$\sigma static = 15\,000$ daN/cm, după DIN 3 990/9.

Oțel 18 MC 10 :

$\sigma r = 8\,500 \ldots 9\,500$ daN/cm^2, după STAS 791—66 și catalog I.C.E.M. ;
$\sigma static = 12\,000$ daN/cm^2, adoptat.

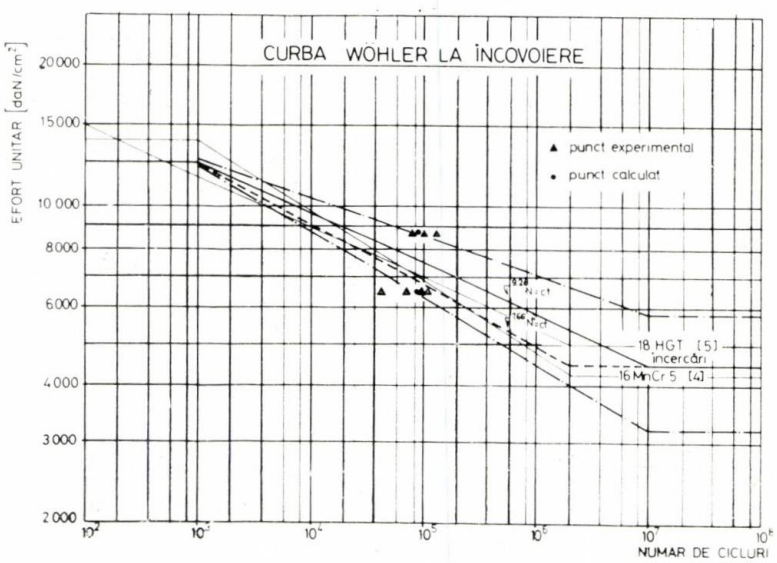


Fig. 6 Curba Wöhler la încovoiere.

Încercările de rupere statică a danturilor la un număr de cicluri mai mic decît 10^3 sînt absolut obligatorii, deşi sînt relativ mai greu de executat cu roţi epruvete, din cauza dificultăţilor legate de depistarea momentului ruperii şi a creşterii gradului de acoperire. Pe un stand la care se încearcă un singur dinte proba devine simplă.

Concluzii

Metoda Prot în varianta îmbunătăţită de Juk prezintă o bună cale de accelerare a încercărilor de oboseală a roţilor dinţate.

Exponentul curbei Wöhler depinde foarte mult de valoarea numărului limită de cicluri a cărui variaţie este în limita relativ largă $2 \cdot 10^6$ la 10^8. O trasare corectă a curbei Wöhler trebuie să pornească de la determinarea rezistenţei de rupere statică şi rezistenţei la oboseală.

Panta dreptei poate fi luată din literatură.

Încercările de oboseală pe roţi dinţate, la regimuri controlabile (pe stand) sînt obligatorii la construcţii noi, de mare importanţă, preluarea caracteristicilor mecanice de catalog sau a celor generale din literatură nefiind suficientă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Henriot :* Traité théorique et pratique des engrenages, vol. I, DUNOD, Paris, 1968.

[2] *Kudreavţev :* Panetarnie peredaci, Masinostroienie, Moscova, 1966.

[3] *Anohin :* primenenie ghidotransformatora na scorostnih gusenicnih selhoznaistvenih tractorah. Maşinostroienie, Moscova, 1972.

[4] *Nieman :* Maschienelemente, vol. II, Springer-Verlag, Berlin, 1965.

[5] *Titovici :* Zubciatîe colesa automobilii i tractorov, Minsk, 1962.

[6] *Buzdugan :* Probleme actuale ale calculului la oboseală în rezistenţa materialelor. Sinteză documentară IDT, Bucureşti, 1972.

[7] *Cioclov :* Rezistenţă şi fiabilitate la solicitări variabile, Ed. Facla, Timişoara, 1975.

[8] *Schilke :* The realiability evaluation of transmision an Gears, SAE 670725.

[9] *Schacter :* Application des calculs des fatigue à la fiabilité previsionnelle, in Ingeneur de l'automobile, 1966.

[10] * * * : DIN 3990, fila 9, sept. 1970.

CZ : 629.113/.114

Metode pentru culegerea şi prelucrarea datelor în vederea determinării regimului simulativ de încercare la oboseală a cîtorva subansamble de autovehicule

Dr. ing. Nicolae **PETRESCU**, ing. Ioan **STANCIU**, ing. Mihail **GROVU** — I.C.P.A.T. — Braşov

Metodele care fac parte din această lucrare au fost concepute în vederea determinării unei solicitări echivalente pentru o evoluţie aleatoare staţionară a solicitării.

Notaţii

S — valoarea instantanee a unei solicitări aleatoare (daN, bar) ;

S_i — valoarea solicitării pe nivelul i ;

S_n — componenta eficace (valoare medie pătratică) a unei solicitări aleatoare corespunzătoare frecvenţei f_n (considerată periodică) ;

S_{red} — solicitarea (amplitudine şi frecvenţă constante) echivalentă unei solicitări aleatoare ;

m — exponentul curbei Wöhler a subansamblului sau piesei ;

f_n — frecvenţa echivalentă spectrului solicitării aleatoare ;

f_{tch} — banda de frecvenţă în analiza spectrală ;

f — frecvenţa, în analiza pe frecvenţă ;

f_0 — frecvenţa fundamentală corespunzătoare lăţimii eşantionului ;

a_i — frecvenţa relativă a unei solicitări aleatoare pe nivelul i.

N_{exp} — numărul de cicluri echivalent solicitării aleatoare din exploatare, sau timpul echivalent ;

N — numărul de cicluri de încercare pe stand, sau număr de ore ;

N_α — numărul mediu de treceri pe unitatea de timp pe nivelul α al unei evoluţii aleatoare ;

NO — numărul de puncte rezultate prin discretizarea evoluţiei aleatoare ;

N_{red} — numărul de cicluri de nivel constant echivalent solicitării aleatoare ;

H — durata de viaţă în exploatare a subansamblului ;

M_n — momentul de ordinul n al densităţii spectrale de putere ;

G — densitatea spectrală de putere ;

T — lăţimea eşantionului analizat ;

S' — valoarea instantanee a unei solicitări aleatoare de valoare medie nulă ($S' = S - \overline{S}$) ;

$\overline{S}$ — valoarea medie a unei solicitări aleatoare ;

S_{amp} — amplitudinea sinusoidei echivalente lui S'.

Expunerea problemei

Metodele care fac obiectul prezentei lucrări au fost concepute în scopul suplinirii lip-

sei unei instalații de înregistrare și prelucrare rapidă a datelor și a unei instalații pentru încercat la oboseală subansamble cu solicitări aleatoare. Au fost cercetate două metode de lucru, putîndu-se aplica oricare din ele avînd la dispoziție un echipament de înregistrare și calcul și anume :

— traductoare pentru diferite mărimi fizice ;
— înregistrator pe bandă magnetică sau înregistrator pe hîrtie ;
— programe pentru prelucrări statistice de date ;
— accesul la un calculator numeric de minim 64 K.

Scopul acestei metodologii este acela de a găsi sinusoida echivalentă de solicitare (amplitudine și frecvență constante), pentru o solicitare aleatoare staționară a oricărui subansamblu de autovehicul.

Rezolvarea problemei

Calea obișnuită pentru determinarea solicitării echivalente a unei evoluții aleatoare este prezentată în metoda nr. 1 (fig. 1) și utilizează ca date de intrare semnalul aleatoriu staționar, discretizat la intervale egale de timp Δt și curba Wöhler ridicată experimental pentru subansamblul sau elementul studiat. Trebuie precizat că prin stabilirea pasului de timp Δt, determinăm frecvența maximă pe care o putem urmări și anume :

$$f_{max} = \frac{1}{2 \cdot \Delta t}$$

Programul de calcul atașat metodei furnizează ca date intermediare valoarea medie, abaterea standard, analiza pe nivele (histograma), frecvențele relative atașate histogramei, analiza armonică (serii Fourier) a semnalului considerat. Mărimea aleatoare este considerată periodică, avînd perioada egală cu lățimea eșantionului analizat. Prin intermediul acestor mărimi, echivalăm semnalul aleatoriu staționar cu o evoluție armonică de amplitudine și frecvență constante (S_{red} = = const., f_{ech} = const.). Precizăm că frecvența echivalentă, f_{ech} la care se reduce mărimea aleatoare este aceeași pentru toate componentele S_i din histogramă. Frecvența echivalentă se calculează cu formula :

$$f_{e.h} = \frac{\Sigma f_n \cdot S_n}{\Sigma S_n}$$

Se poate considera f_{ech} ca fiind coordonata centrului de greutate al unei suprafețe definită de axa frecvențelor și o curbă care trece prin extremitățile valorilor eficace ale solicitărilor rezultate din analiza armonică, fiind limitată de frecvențele extreme. Mărimea de ieșire din acest program este S_{red} care reprezintă numărul de cicluri de nivel constant. S_{red} se alege fie convenabil încercărilor din laborator, fie de orice valoare la care se dorește reducerea solicitării aleatoare.

Acest program este caracterizat prin faptul că necesită ca date de intrare curba Wöhler, lucru care implică încercări laborioase pe stand pentru trasarea ei. În cazul dezvoltării unor construcții noi în faza de proiect, apreciere greșită a exponentului m numai cu

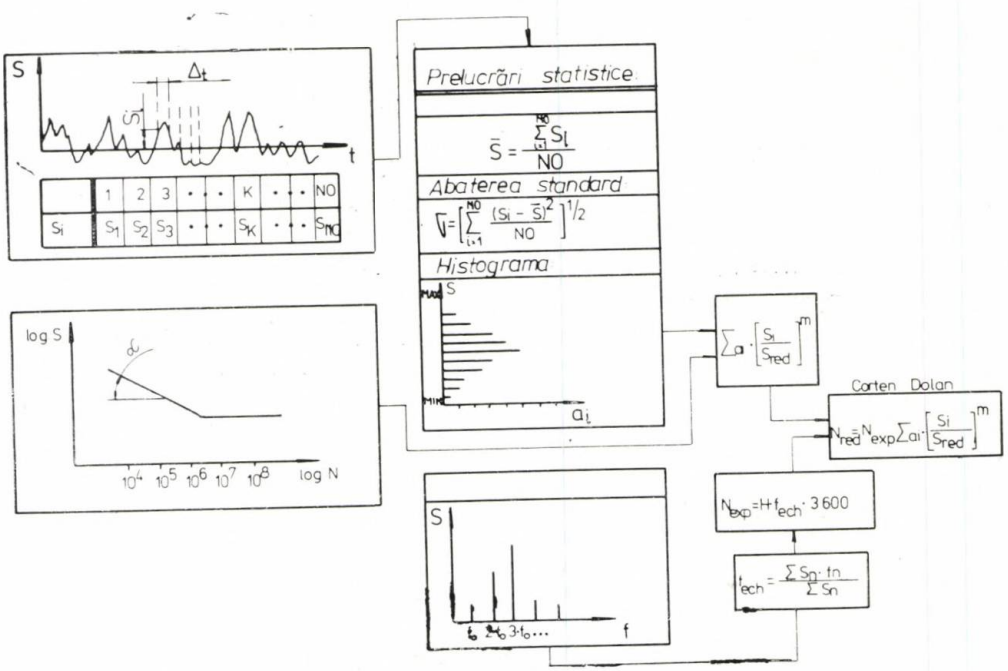


Fig. 1 Determinarea solicitării echivalente unei evoluții aleatoare prin metoda centrelor de masă (metoda nr. 1).

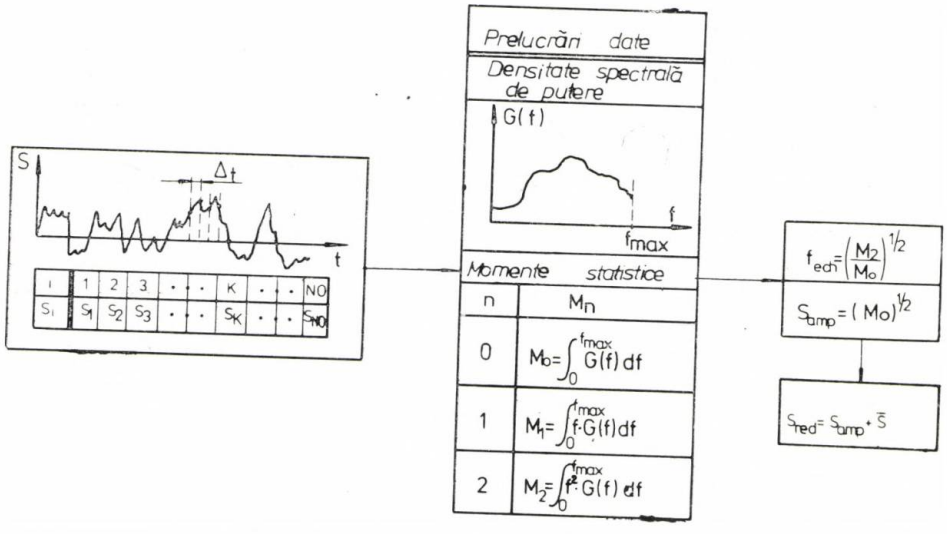


Fig. 2 Determinarea solicitării echivalente unei evoluții aleatoare prin metoda momentelor statistice ale densității spectrale de putere (metoda nr. 2).

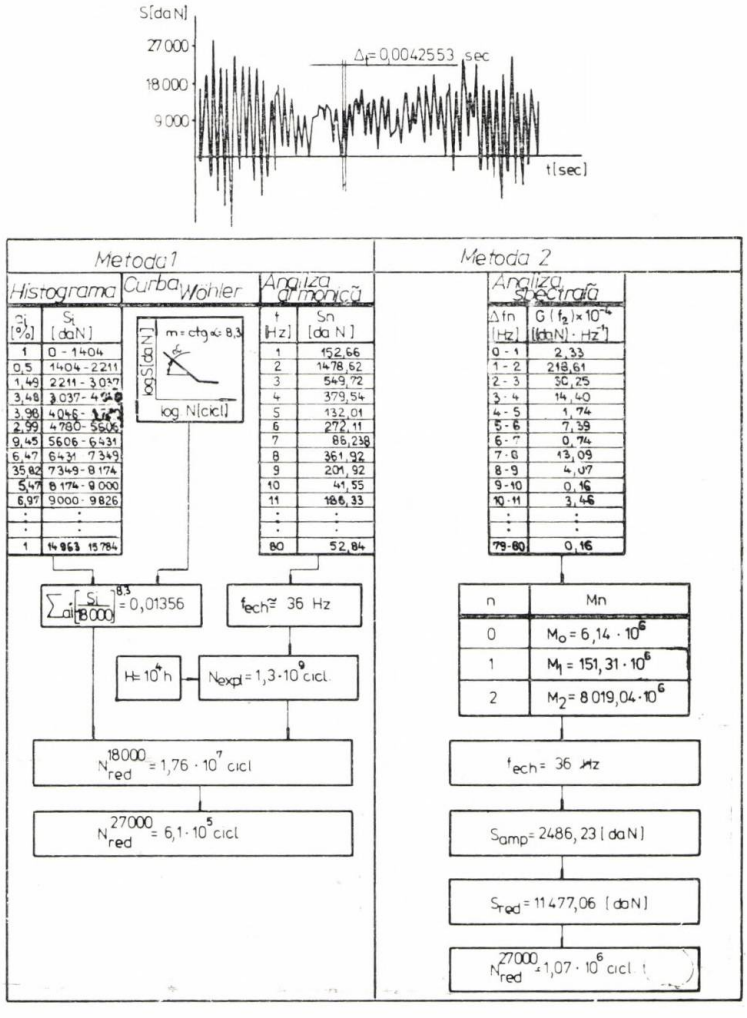


Fig. 3 Exemplu de aplicare a metodei nr. 1.

o unitate poate conduce la erori de pînă la 1000%. Din aceste motive ne-am propus să dezvoltăm şi să verificăm o a doua metodă (fig. 2), care să determine sinusoida echivalentă unei solicitări aleatoare, staţionare şi cu o distribuţie Gauss.

Pentru o serie de timp, aleatoare, staţionară şi cu o distribuţie gaussiană, mai mulţi parametri care descriu natura evoluţiei în timp a mărimii se pot exprima funcţie de momentele statistice ale densităţii spectrale de putere. Momentul de ordinul n al densităţii spectrale în raport cu axa de frecvenţă zero este definit astfel :

$$M_n = \int_{-\infty}^{+\infty} f^n \cdot G(f) \cdot df$$

Rice [3] a arătat că numărul mediu de treceri pe unitatea de timp, $N\alpha$ prin nivelul α este :

$$N\alpha = \left(\frac{M_2}{M_0}\right)^{1/2} \exp\left(-\frac{\alpha^2}{2M_0}\right)$$

O frecvenţă echivalentă a fenomenului se obţine luînd $\alpha = 0$:

$$f_{ech} = \left(\frac{M_2}{M_0}\right)^{1/2}$$

În acest caz, amplitudinea solicitării armonice echivalente se ia egală cu valoarea medie pătratică (valoare eficace) a evoluţiei aleatoare :

$$S_{amp} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T S'^2(t)dt} \quad \text{şi}$$

$$S_{red} = \overline{S} + S_{amp}$$

Aplicarea metodelor

Două exemple A şi B unde s-au aplicat metodele 1 şi 2 ilustrează gradul de încredere pe care îl conferă utilizarea metodei 2.

În exemplul A (fig. 3), rezolvat alăturat prin cele două procedee, este vorba de determinarea sinusoidei echivalente de solicitare

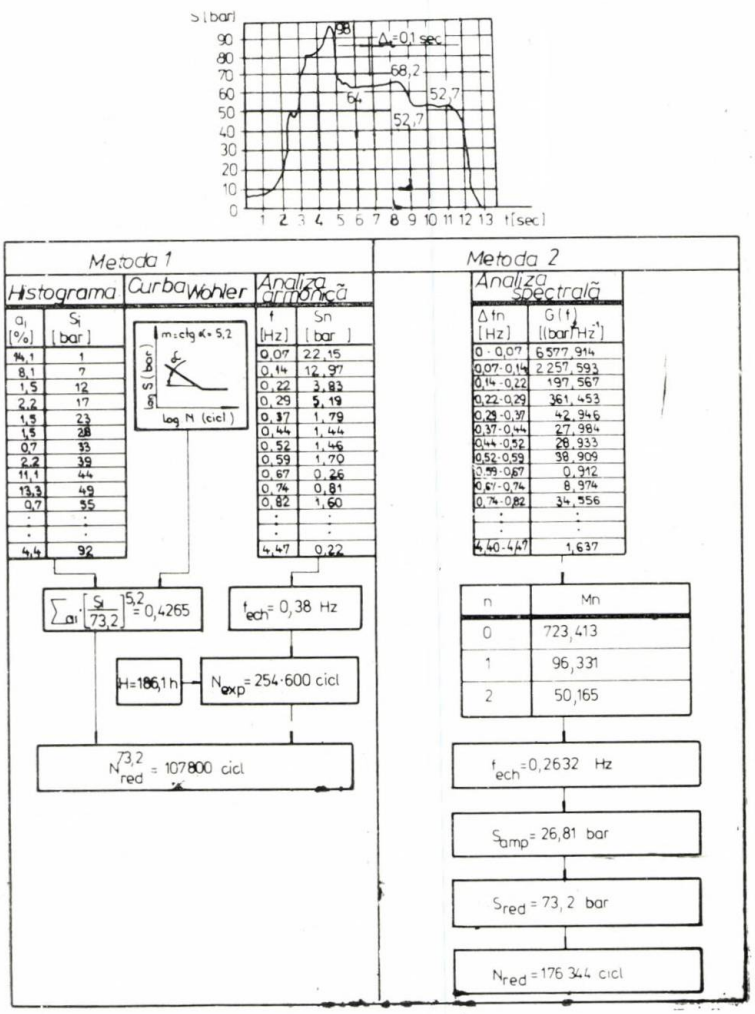


Fig. 4 Exemplu de aplicare a metodei nr. 2.

pentru grinda punții unui autocamion. Analizînd comparativ rezultatele obținute prin cele două metode, rezultă o diferență de circa 40 %, care este acceptabilă în faza de proiect a unui subansamblu nou.

În exemplul *B* (fig. 4) este vorba de determinarea sinusoidei echivalente de solicitare a unei pompe hidraulice utilizate pentru bascularea benei unui autovehicul. În acest exemplu evoluția sarcinii este extrem de lentă comparativ cu solicitarea analizată în exemplul *A* care evoluează rapid. De asemenea, *A* și *B* reprezintă subansamblele diferite ca structură și utilizare. Rezultatele obținute în exemplul *B* prezintă o diferență de numai 65 %.

Concluzii

Metoda a doua este un procedeu rapid care în faza inițială de concepție poate fi utilizată cu un grad de încredere satisfăcător, pe baza culegerii anticipate de date pe produse similare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bendat, J. S., Piersol, A. G.:* „Random data : analysis and measurement procedure", 1971, John Wiley & Sons, New-York.

[2] *Madayag, A. F.:* „Metal fatigue : theory and design", 1969, John Wiley & Sons, New-York.

[3] *Rice, S. O.:* „Mathematical analysis of random noise", 1944, Bell System Tech. J., New-York.

[4] * * * „Fatigue design handbook", 1968, vol. 4, S.A.E., New-York.

CZ : 621.65/.69

Stabilirea regimului de încercare simulativă a pompelor hidraulice

Dr. ing. Nicolae **PETRESCU**, ing. Ioan **STANCIU**, ing. Gheorghe **PAPADOPOL** — I.C.P.A.T. — Brașov

Căderile repetate ale pompelor hidraulice utilizate în instalațiile servodirecțiilor, care au apărut în exploatare din cauza nefundamentării regimurilor de încercare de către licențiator, au impus căutarea unui regim de încercare simulativă echivalent, pentru aprecierea rapidă a calității acestora. Astfel, programul de cercetare a cuprins o fază de înregistrare a unui eșantion de solicitare a pompelor în exploatare, considerat caracteristic, și o fază de încercare a pompelor pe stand la regimuri de presiune constantă.

Oscilograma presiune-timp, înregistrată pe o perioadă de 698 secunde pe o autobasculantă care a rulat pe drumul Cheia-Pîrîul Rece, a fost discretizată grafic la intervale egale de 1 secundă afișarea ei pe foaia de calcul se poate urmări în figura 1.

S-a calculat densitatea spectrală de putere a evoluției presiunii din sistem (fig. 2) și a rezultat că fenomenul se produce la frecvențe joase, de 0,01 ... 0,09 Hz, deci la intervale de timp 11 ... 100 secunde.

S-au calculat, de asemenea, mărimile statistice ale fenomenului și s-a trasat histograma solicitărilor care se poate urmări în figurile 3 și 4.

De aici rezultă că presiunea medie în sistem este de 33 bar și abatere standard este de 21 bar, ceea ce înseamnă că cea mai mare parte din timp pompa funcționează sub 54 bar.

Încercările efectuate pe stand în condiții similare avînd ca variabilă presiunea de lucru, s-au soldat cu rezultatele centralizate în tabelul nr. 1.

Reprezentînd rezultatele încercărilor pe stand în diagrama Wöhler, rezultă un exponent al acestei funcții $d = 5{,}2$.

Acest exponent este sensibil egal cu cel obținut de noi pentru construcții mecanice curente.

Utilizînd relația Corten-Dolan pentru echivaloarea solicitărilor :

$$t_0 = T_g\left[a_1\left(\frac{P_1}{P_0}\right)^d + a_2\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^d + \cdots\right], \qquad (1)$$

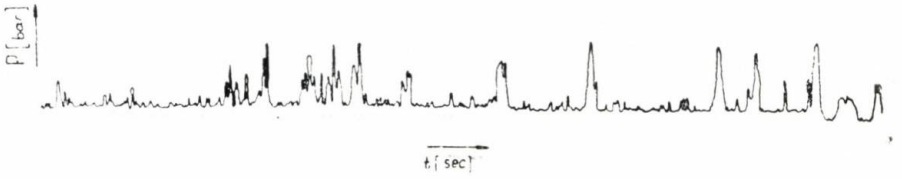


Fig. 1 Oscilograma presiune-timp transcrisă pe foaia de calcul.

Tabelul 1

Presiunea de încercare	Durabilitatea în (ore)							
	A	*B*	*C*	*D*	*E*	*F*	*G*	*H*
50 bar	145	376	650	170	310	688		
90 bar	—	—	—	—	—	—	47	14

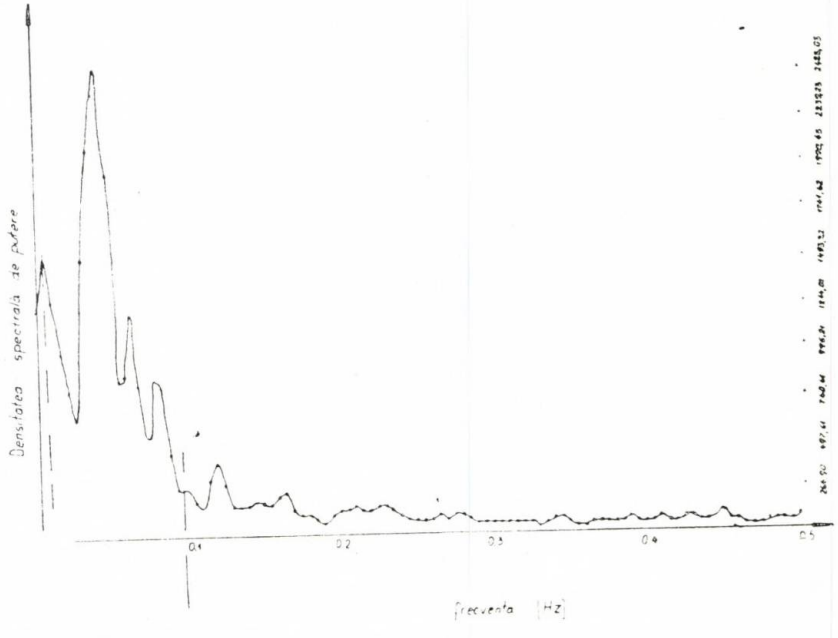


Fig. 2 Densitatea spectrală de putere.

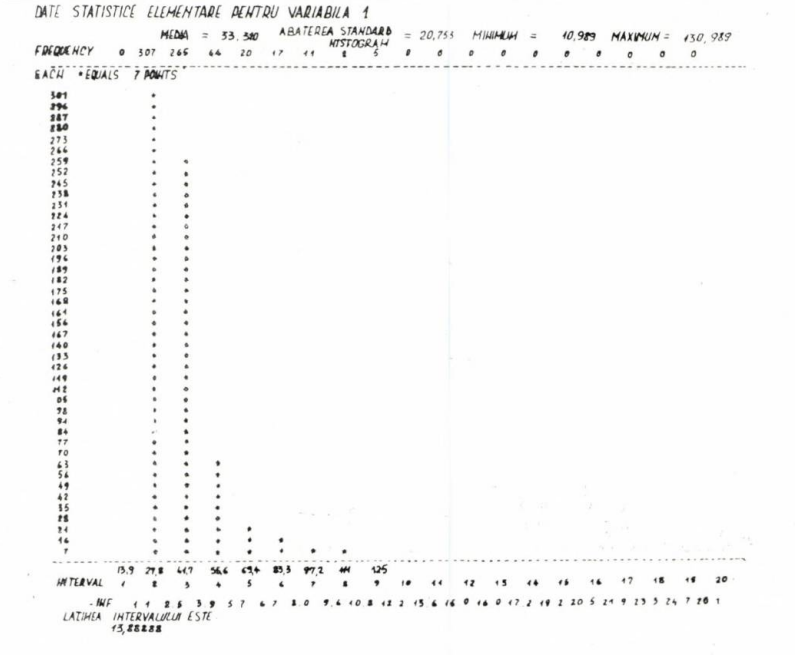


Fig. 3 Histograma și mărimile statistice.

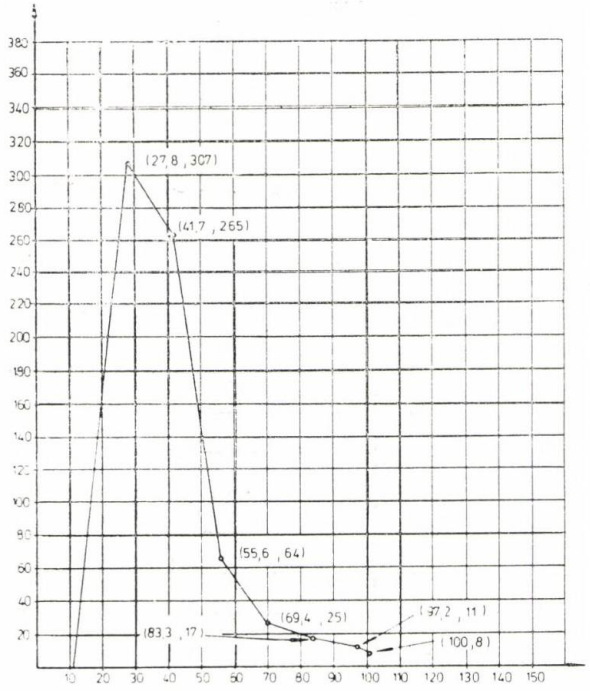


Fig. 4 Evoluția în timp a presiunii.

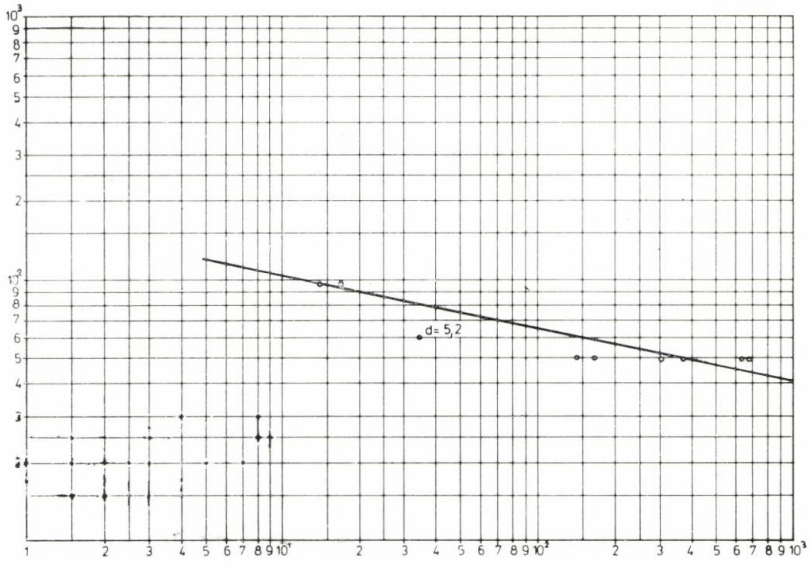


Fig. 5 Curba Wöhler a pompelor Eaton ridicată experimental.

unde :

$$a_i = \frac{t_i}{t};$$

t_i = durata din eșantion, de solicitare la presiunea p_i din histogramă ;

$t = \Sigma t_i$ — durata eșantionului ;

Pi = intervalele de presiune din histogramă ;

P_o = presiunea la care se va face încercarea echivalentă (în cazul de față 100 bar) ;

t_o = timpul de încercare echivalentă ;

T_g = durabilitatea dorită în exploatare.

și cu valorile din histograma din figura 4, se calculează termenii expresiei (1) în tabelul 2, rezultînd în final, că pentru o durată în exploatare de $T_g = 10\,000$ ore, rezultă un timp

de încercare echivalentă în laborator $t_o = 465$ ore la o presiune de încercare $p_o = 100$ bar.

Concluzie :

Regimul de încercare accelerată stabilit prin această metodă, este apropiat de cel prevăzut de licențiator. Diferențele pot apare din aspectul traseului luat ca eșantion caracteristic, dar sînt neimportante.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Harris, C., Crede, C.* : Șocuri și vibrații. Vol. I, II, III, Editura Tehnică, București, 1968.

Tabelul 2

Nr. crt.	p_i pres. bar	Nr. impulsuri (frecvența)	duratei impulsurilor sec. t_i	$a_i = \frac{t_i}{t}$	$\left(\frac{pi}{100}\right)^{5,2}$	$a_i \cdot \left(\frac{pi}{100}\right)^{5,2}$
1	27,8	307	307	0,4398	$2,1 \cdot 10^{-3}$	0,00092
2	41,7	265	265	0,3797	$1,06 \cdot 10^{-2}$	0,004
3	55,6	64	64	0,0917	$4,72 \cdot 10^{-2}$	0,00433
4	69,4	26	26	0,0373	0,15	0,0056
5	83,3	17	17	0,0244	0,39	0,0095
6	92,7	11	11	0,0158	0,674	0,01065
7	100	8	8	0,0115	1	0,0115

CZ : 621.891.531.43/.46

Încercări pe standul cu frecare constantă a unor materiale de fricțiune rigide

Conf. dr. ing. Mihai **JĂȘCANU** — Universitatea din Galați

Încercările experimentale, efectuate pe un stand cu frecare constantă, au avut drept scop să se pună în evidență influența temperaturii, vitezei și forței de frecare sau produsului (μp) asupra mărimii coeficientului de frecare (în cazul frecării uscate pe fontă) a trei tipuri de materiale de fricțiune rigide.

Din materialele de fricțiune destinate încercărilor s-au confecționat epruvete cilindrice cu diametrul de 25 mm și grosimea de 7 mm. La fiecare încercare s-au testat simultan cîte două epruvete din același material, așezate față-n față pe suprafețele laterale ale discului standului cu frecare constantă. Înaintea efectuării unei încercări, perechea de epruvete a fost rodată, astfel încît în timpul experiențelor cupla a lucrat în zona uzurii normale.

Toate încercările s-au efectuat pe un spațiu de frecare constant ($S = 2000$ m), iar pentru fiecare tip de material de fricțiune, de la o încercare la alta, au fost variate în cinci trepte temperatura discului ($t = 240 \ldots 340$°C), viteza ($v = 4,9 \ldots 5,1$ m/s) și forța de frecare ($F = 40,8 \ldots 55,2$ daN) sau, ceea ce reprezintă același lucru, produsul dintre coeficientul de frecare și presiune ($\mu p = 8,5 \ldots 11,5$ daN/cm^2). În timpul încercărilor a fost înregistrat spațiul de frecare, forța de frecare, temperatura, viteza și variația presiunii.

Materialele de fricțiune rigide se obțin prin presare la cald și sînt constituite dintr-un amestec de fibre de azbest, liant, pulberi sau așchii metalice și alte ingrediente.

Pentru studiul variației coeficientului de frecare cu temperatura, viteza și forța de frecare sau produsul (μp) au fost elaborate materialele M_1, M_2 și M_3 (v. tabelul 1) cu următoarele caracteristici aproximativ egale și anume : $\sigma_r = 0,19 \ldots 0,21$ N/mm^2, $HB = 100 \ldots 120$ N/mm^2 și $R_a = 1,6 \ldots 3,2$ μm.

Discul standului cu frecare constantă, pentru toate încercările, a fost executat din fontă cu $\sigma_r = 250$ N/mm^2, $HB = 2\,000$ N/mm^2 și $R_a = 0,4 \ldots 0,8$ μm și cu următoarea compoziție chimică : (3,3 ... 3,5) % C, (0,6 ... 0,9) % Mn, (1,3 ... 2,1) % Si, maximum 0,12 % S, maximum 0,12 % S, maximum 0,15 % P, (0,6 ... 0,7) % Ni, (0,15 ... 0,23) % Cr și (0,2 ... 0,3) % Mo.

Rezultatele încercărilor experimentale sînt sintetizate în tabelul 2, iar variația coeficientului de frecare cu temperatura, la diferite viteze și pentru anumite forțe de frecare (res-

pectiv variația cu viteza la diferite temperaturi și pentru aceleași forțe de frecare este reprezentată în figura 1 și figura 2 pentru materialul M_1, în figura 3 și figura 4 pentru materialul M_2 și în figura 5 și figura 6 pentru materialul M_3.

Tabelul 1

Material	Azbest	Pulbere de frictiune	Oxizi	Liant	Pulberi metalice	Alte ingrediente
M_1	0,420	0,064	0,035	0,370	0,022	0,089
M_2	0,380	0,100	0,010	0,250	0,150	0,210
M_3	0,350	0,034	0,030	0,160	0,170	0,350

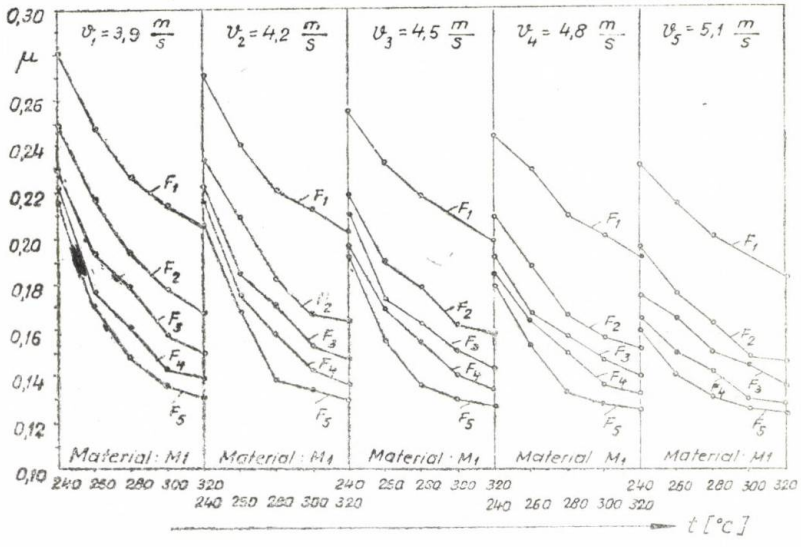


Fig. 1 Variația coeficientului de frecare pentru materialul M_1, în funcție de temperatură pentru unele viteze date.

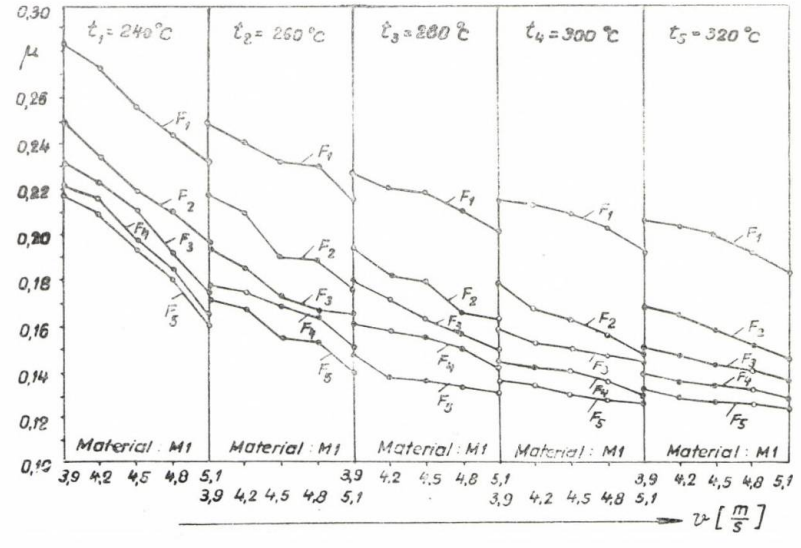


Fig. 2 Variația coeficientului de frecare pentru materialul M_1, în funcție de viteza dată, la temperaturile din figura 1.

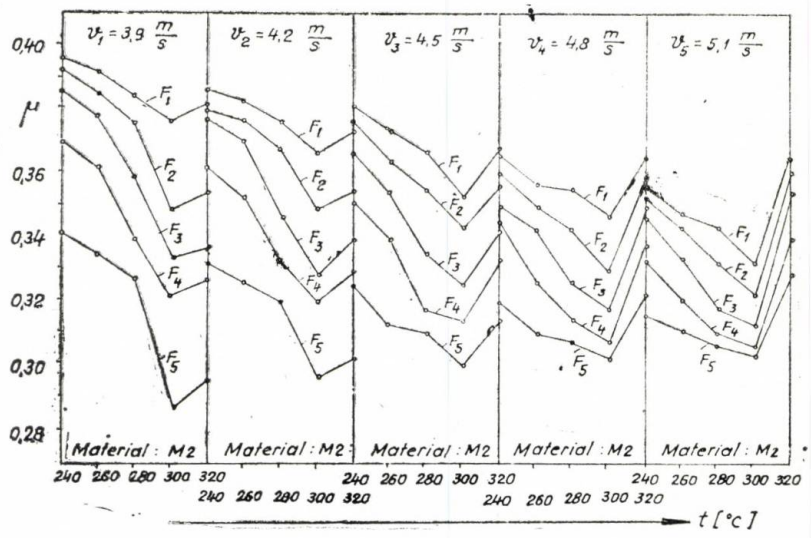


Fig. 3 Variația coeficientului de frecare pentru materialul M_2, în funcție de temperatura pentru unele viteze date.

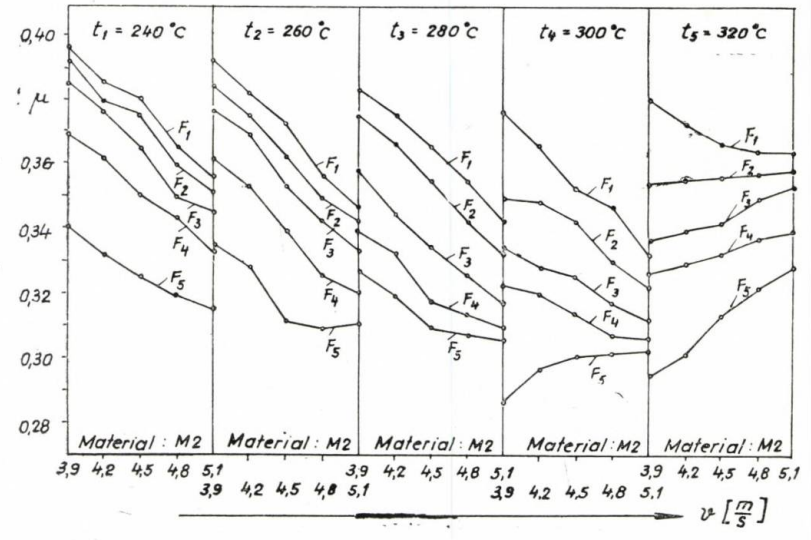


Fig. 4 Variația coeficientului de frecare pentru materialul M_2, în funcție de viteza dată la temperaturile din figura 3.

În urma analizei rezultatelor experimentale se pot face următoarele precizări:

a) pentu materialele M_1 și M_3, mărimea coeficientului de frecare scade cu creșterea temperaturii, cu creșterea vitezei și cu creșterea forței de frecare, sau a produsului (μp);

b) în cazul materialului M_2, variația coeficientului de frecare se prezintă sub următoarele aspecte:

— scade și apoi crește cu creșterea temperaturii, prezentînd un minim în jurul temperaturii t_4;

— scade cu creșterea vitezei la temperaturile t_1, t_2 și t_3 pentru forțele de frecare F_1, F_2, F_3, F_4 și F_5, la temperatura t_1 pentru forțele de frecare F_1, F_2, F_3, și F_4 și la temperatura t_5 pentru forța de frecare F_1;

— crește cu creșterea vitezei la temperatura t_4 pentru forța de frecare F_5 și la temperatura t_5 pentru forțele de frecare F_2, F_3, F_4 și F_5;

— scade cu creșterea forței de frecare sau produsului (μp).

c) corelarea influenței vitezei și forței de frecare sau a produsului (μp) cu influența temperaturii asupra mărimii coeficientului de frecare, în cazul materialelor M_1 și M_2 și mai ales în cazul materialului M_3, pune în evidență faptul că tipul de material de fricțiune și temperatura suprafețelor în frecare determină mărimea coeficientului de frecare; viteza și forța de frecare sau produsul (μp) mo-

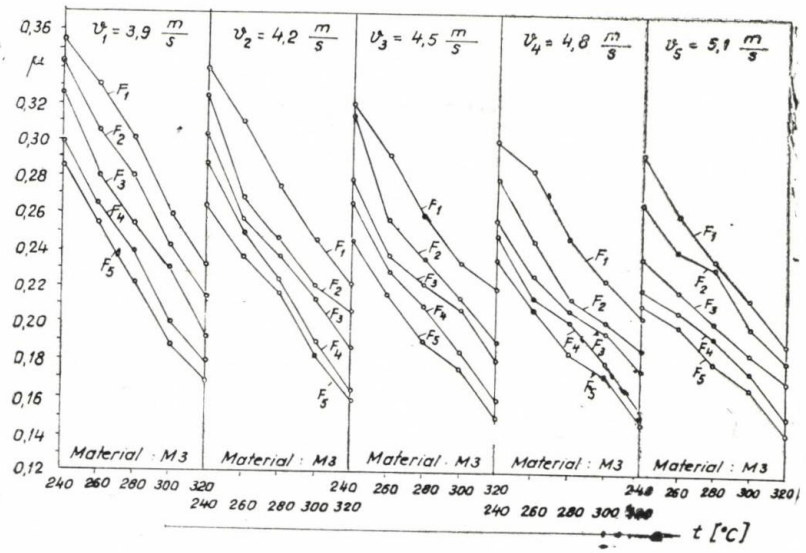


Fig. 5 Variaţia coeficientului de frecare pentru materialul M_3, în funcţie de temperatură pentru unele viteze date.

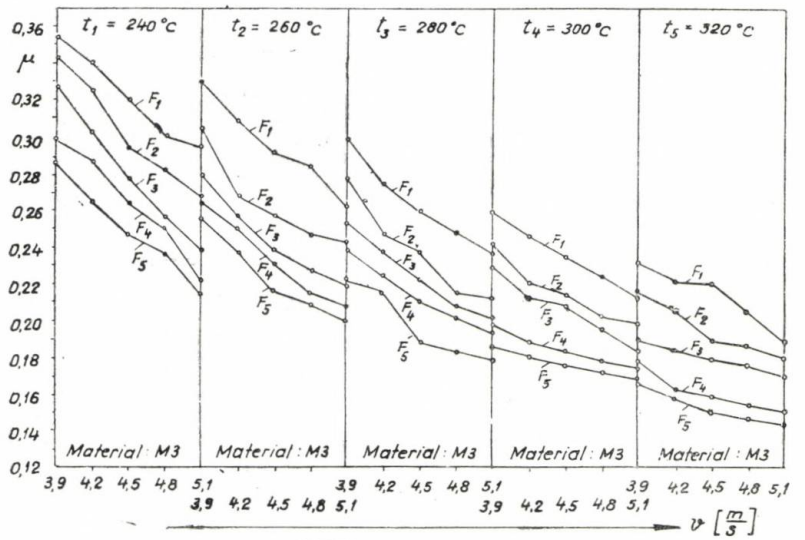


Fig. 6 Variaţia coeficientului de frecare pentru materialul M_3, în funcţie de viteza dată la temperaturile din figura 5.

difică numai temperatura suprafeţelor în frecare care, la rîndul ei, influenţează variaţia coeficientului de frecare.

În cazul frecării uscate pe fontă a unui material de fricţiune şi în condiţiile experimentale prezentate, coeficientul de frecare depinde de temperatura suprafeţelor în frecare şi este independent de viteză şi de forţa de frecare sau produsul (μp); dacă s-ar realiza şi menţine pentru suprafeţele în frecare o temperatură constantă, indiferent de valorile vitezei şi forţei de frecare sau ale produsului (μp), coeficientul de frecare nu s-ar modifica.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Jâşcanu, M.:* Unele rezultate privind comportarea materialelor de fricţiune pentru frînele autoturismelor. In: „Fiabilitatea în construcţia de maşini", Institutul Politehnic — Iaşi, 1975, p. 127—130.

[2] *Jâşcanu, M.:* Încercări şi rezultate privind comportarea unor materiale de fricţiune noi pentru frînele autoturismelor. În: „Tehnologii noi de fabricaţie în construcţia de maşini", vol. III, Universitatea din Galaţi, 1975, p. 19—22.

[3] *Jâşcanu, M.:* Contribuţii privind studiul şi încercarea la uzare prin abraziune a materialelor de fricţiune, cu aplicaţie la frînele cu disc ale autoturismelor. Teză de doctorat. Institutul Politehnic — Iaşi, 1975.

[4] *Crudu, I., Jâşcanu, M., Bratcu, O., Popa, D.:* Asupra metodologiei de încercare a materialelor de frictiune. În : Lucrările sesiunii ştiinţifice a specialiştilor în domeniul construcţiei de nave, Universitatea — ICEPRONAV Galaţi, 1976, p. 233—241.

[5] *Jâşcanu, M., Jâşcanu, E.:* Variaţia coeficientului de frecare cu temperatura, viteza şi presiunea în cazul frecării uscate pe fontă a trei tipuri de materiale de frictiune rigide. Lucrare susţinută în cadrul Sesiunii de comunicări ştiinţifice (mecanică aplicată) a Academiei Republicii Socialiste România, Bucureşti, 13—14 decembrie. 1976.

Tabelul 2

			$v_1 = 3{,}9\ \frac{m}{s}$			$v_2 = 4{,}2\ \frac{m}{s}$			$v_3 = 4{,}5\ \frac{m}{s}$			$v_4 = 4{,}8\ \frac{m}{s}$			$v_5 = 5{,}1\ \frac{m}{s}$		
			M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3
$F_1 = 40{,}8$ daN	$(\mu p)_1 = 8{,}50\ \frac{daN}{cm^2}$	$t_1 = 240°$ C	0,282	0,397	0,354	0,272	0,386	0,339	0,256	0,381	0,320	0,244	0,366	0,300	0,232	0,357	0,294
		$t_2 = 260°$ C	0,248	0,393	0,330	0,240	0,382	0,303	0,232	0,373	0,292	0,230	0,357	0,284	0,215	0,348	0,262
		$t_3 = 280°$ C	0,227	0,384	0,300	0,220	0,376	0,274	0,218	0,366	0,260	0,210	0,355	0,248	0,201	0,343	0,237
		$t_4 = 300°$ C	0,215	0,377	0,259	0,213	0,366	0,246	0,203	0,352	0,235	0,202	0,348	0,224	0,192	0,332	0,215
		$t_5 = 320°$ C	0,206	0,381	0,232	0,203	0,373	0,222	0,199	0,368	0,220	0,192	0,365	0,205	0,183	0,364	0,190
$F_2 = 44{,}4$ daN	$(\mu p)_2 = 9{,}25\ \frac{daN}{cm^2}$	$t_1 = 240°$ C	0,249	0,393	0,343	0,234	0,380	0,325	0,219	0,376	0,294	0,210	0,360	0,280	0,196	0,352	0,268
		$t_2 = 260°$ C	0,217	0,385	0,304	0,209	0,376	0,268	0,190	0,363	0,257	0,188	0,350	0,247	0,176	0,343	0,242
		$t_3 = 280°$ C	0,194	0,376	0,279	0,182	0,367	0,247	0,179	0,355	0,237	0,166	0,342	0,215	0,163	0,332	0,213
		$t_4 = 300°$ C	0,178	0,350	0,242	0,167	0,349	0,220	0,162	0,343	0,215	0,156	0,330	0,202	0,148	0,322	0,199
		$t_5 = 320°$ C	0,168	0,354	0,214	0,164	0,356	0,206	0,158	0,357	0,190	0,152	0,359	0,187	0,146	0,360	0,181
$F_3 = 48{,}0$ daN	$(\mu p)_3 = 10{,}00\ \frac{daN}{cm^2}$	$t_1 = 240°$ C	0,232	0,386	0,327	0,223	0,377	0,303	0,211	0,366	0,278	0,192	0,350	0,257	0,175	0,346	0,238
		$t_2 = 260°$ C	0,194	0,378	0,280	0,185	0,370	0,257	0,173	0,354	0,238	0,167	0,343	0,228	0,165	0,334	0,219
		$t_3 = 280°$ C	0,179	0,359	0,254	0,171	0,345	0,237	0,163	0,335	0,222	0,157	0,326	0,208	0,150	0,318	0,202
		$t_4 = 300°$ C	0,158	0,334	0,230	0,153	0,329	0,213	0,151	0,326	0,208	0,147	0,318	0,196	0,144	0,312	0,185
		$t_5 = 320°$ C	0,150	0,338	0,191	0,147	0,340	0,185	0,143	0,342	0,180	0,140	0,350	0,176	0,136	0,354	0,171
$F_4 = 51{,}6$ daN	$(\mu p)_4 = 10{,}75\ \frac{daN}{cm^2}$	$t_1 = 240°$ C	0,222	0,370	0,299	0,216	0,362	0,287	0,198	0,351	0,266	0,185	0,344	0,250	0,165	0,333	0,220
		$t_2 = 260°$ C	0,177	0,362	0,264	0,175	0,354	0,250	0,169	0,340	0,230	0,164	0,326	0,215	0,150	0,321	0,208
		$t_3 = 280°$ C	0,161	0,340	0,239	0,158	0,333	0,224	0,155	0,318	0,211	0,150	0,314	0,202	0,142	0,310	0,194
		$t_4 = 300°$ C	0,143	0,322	0,199	0,142	0,320	0,189	0,140	0,314	0,184	0,136	0,303	0,179	0,130	0,306	0,176
		$t_5 = 320°$ C	0,139	0,327	0,179	0,136	0,330	0,163	0,134	0,333	0,160	0,132	0,338	0,155	0,128	0,340	0,152
$F_5 = 55{,}2$ daN	$(\mu p)_5 = 11{,}50\ \frac{daN}{cm^2}$	$t_1 = 240°$ C	0,217	0,341	0,287	0,209	0,332	0,267	0,193	0,326	0,246	0,180	0,320	0,237	0,160	0,316	0,214
		$t_2 = 260°$ C	0,172	0,335	0,255	0,168	0,329	0,237	0,155	0,312	0,216	0,153	0,310	0,209	0,140	0,311	0,200
		$t_3 = 280°$ C	0,148	0,328	0,222	0,138	0,320	0,216	0,136	0,310	0,190	0,133	0,308	0,184	0,131	0,306	0,180
		$t_4 = 300°$ C	0,136	0,287	0,187	0,134	0,297	0,182	0,130	0,301	0,177	0,128	0,302	0,173	0,126	0,303	0,168
		$t_5 = 320°$ C	0,131	0,295	0,168	0,129	0,302	0,159	0,127	0,314	0,151	0,126	0,322	0,148	0,124	0,329	0,144

CZ : 620.178.1.004.6 : 539.375.6

Metoda, mașina și unele rezultate experimentale privind uzura abrazivă a articulațiilor deschise

Conf. dr. ing. Vasile **NECULĂIASA** — Institutul Politehnic Iași

Durabilitatea articulațiilor deschise neprotejate depinde de însușirile de rezistență la uzură abrazivă a cuplului de materiale în contact. Particulele materiale abrazive ce pot pătrunde între suprafețele în frecare au microdurități, care uneori depășesc cu mult duritatea aliajului din care este confecționat cuplul în frecare. Aceste particule duc la uzura prin abraziune a suprafețelor în frecare, distrugînd stratul superficial. În exploatare apar mai multe moduri de distrugere a stratului superficial, după cum urmează [1] :

— tăierea microvolumelor din materialul suprafeței piesei în frecare de către particulele ce au o duritate mai mare decît a suprafeței piesei ;

— distrugerea materialului suprafețelor pieselor în frecare pe calea sfărîmării microvolumelor de către particulele abrazive de o formă rotunjită ;

— distrugerea materialului suprafeței în frecare prin oboseală, care apare datorită încărcărilor ciclice a microvolumelor stratului superficial.

Uzura abrazivă depinde de un număr mare de factori, ceea ce face ca în condiții de exploatare, cercetările să fie deosebit de greu de efectuat. Ținînd seama de acest lucru, încercările la uzură trebuie să se facă după o metodologie bine definită. O astfel de metodologie a fost elaborată în lucrarea [2], care apoi a fost utilizată într-o serie de lucrări ale autorului [3, 4, 5]. După o astfel de metodologie, cercetarea uzurii cuprinde trei etape de bază și anume :

1. Stabilirea tipului principal de uzură care apare în exploatare.

2. Efectuarea încercărilor de laborator pe mașini speciale, care să reproducă tipul de uzură din etapa a I-a. În cadrul acestei etape se aleg o serie de materiale care prezintă cele mai bune însușiri de rezistență la uzură.

3. Încercarea materialelor alese în etapa a II-a, care au o mai bună comportare la uzură, în condiții de exploatare, în vederea definitivării cercetării.

Utilizarea unei metodici de cercetare pe probe (în locul încercărilor în exploatare pe organe de mașini reale) permite studierea sistematică a influenței diverșilor factori asupra uzurii, dar și economisirea de materiale și de timp pentru încercări.

Pentru efectuarea încercărilor la uzură, în literatura de specialitate sînt prezentate o serie de mașini și instalații ce funcționează după diverse principii [2, 3, 4, 5, 6]. La Institutul politehnic Iași, a fost construită o mașină în încercări la uzură a articulațiilor deschise în prezența unor particule abrazive. Forma, dimensiunile aproximative ale probelor și modul de încărcare, sînt prezentate în

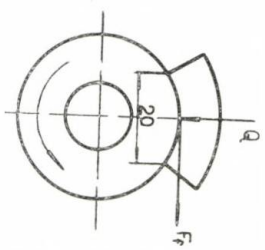


Fig. 1 Forma probelor pentru încercări.

figura 1. O astfel de mașină de încercări (figura 2) este construită din cadrul 1, pe care se montează motorul electric de acționare 2 de putere 1,1 Kw la o turație de 690 rot/min, reductorul 3, grupul conic 4 și suportul probelor de încărcat 5. De la grupul conic 4 mișcarea este transmisă prin cureaua trapezoida-

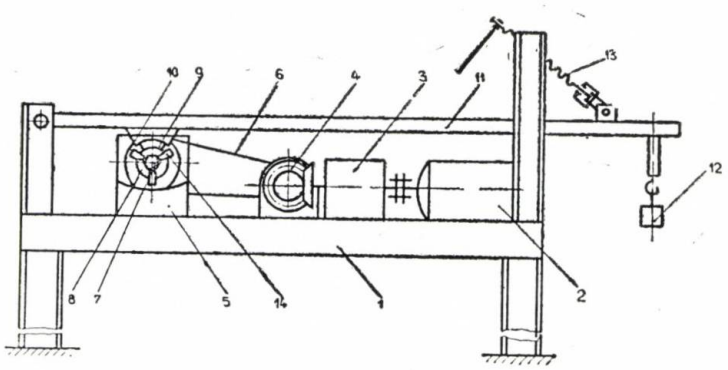


Fig. 2 Mașină de încercări la oboseală.

lă 6 la arborele 7 de montare a probei sub formă de fus 8. Proba sub formă de sabot 9 se montează în suportul ei 10, care este prins de pîrghia 11, la capătul căreia se pot atașa diverse greutăți 12. Pentru manevrarea pîrghiei 11, în vederea schimbării probelor de încercat, mașina este prevăzută cu un sistem de ridicare cu șurub 13.

În cazul cînd se efectuează încercări ale articulațiilor deschise în prezența unor particule abrazive, la mașină se atașează un rotor cu trei palete montat pe arborele probei sub formă de fus. Aceste palete preiau particule abrazive din cutia în care se află, atît paletele cît și probele și le proiectează în zona de frecare.

Pe mașina construită se pot efectua încercări, realizîndu-se următorii parametri :

— turația arborelui probei sub formă de fus 207—1 144 rot/min, ceea ce duce la o gamă largă a vitezelor dintre fus și sabot, după mărirea diametrului probei cilindrice ;
— presiunea de contact 7—200 daN/cm^2.

Ca medii abrazive se pot utiliza nisipuri sau granule din fabricația pînzelor abrazive, sau orice alt material abraziv. Mașina poate fi utilizată și la încercări ale probelor de forma prezentată mai sus, în prezența unor materiale de ungere au în absența acestora. Uzura se determină prin cîntărire, iar drumul de frecare este de 1000 m, rezultînd unitatea de măsură a uzurii g/1000 m drum frecare.

În cadrul acestei lucrări s-au încercat oțelurile 40 C 10 și 21 Mo M C 10 tratate termic în diverse variante, în condiții uscate, cu și fără abrazivi. Ca presiuni de contact dintre sabot și fus s-au ales 7 daN/cm^2, 14,4 daN/cm^2 și 29,5 daN/cm^2, iar vitezele folosite 0,381 m/s, 0,632 m/s și 0,762 m/s. Dimensiunile probelor : fusul are diametrul exterior de 35 mm și lungimea de 10 mm, sabotul are lungimea de 10 mm, iar proiecția suprafeței de contact dintre sabot și fus pe diametrul fusului este de 20 mm, rezultînd o suprafață de contact de 20 mm^2. Încercările au fost efectuate în condiții uscate, cu și fără abrazivi.

Scopul încercărilor efectuate este în primul rînd de a scoate în evidență posibilitățile de utilizare a mașinii construite și în al doilea rînd de a vedea modelul cum este influențată uzura de o serie de factori ca : presiunea de contact, viteza relativă dintre fus și sabot, tratamentul termic, precum și prezența particulelor abrazive în zona contactului. Ca particule abrazive s-au utilizat carbura de siliciu cu o granulație de 0,1 mm.

Oțelul 40 C 10, netratat termic, călit la 830° C și răcit în ulei, călit iarăși la 830° C, răcit în ulei și revenit la temperatura de 200° C, în funcție de presiunea de contact, se comportă la uzură diferit (fig. 3). Uzura cea mai mare apare la sabotul construit din 40 C 10, netratat, la presiunea de 7 daN/cm^2 (curba s_1, figura 3). De asemenea și fusul din oțelul 40 C 10, netratat, are o uzură mare în comparație cu cele tratate termic. Uzura cea mai mică se obține, atît la sabot cît și la fus, în cazul aplicării unui tratament de călire la 830° C și o revenire la 200° C, în funcție de presiunea de contact.

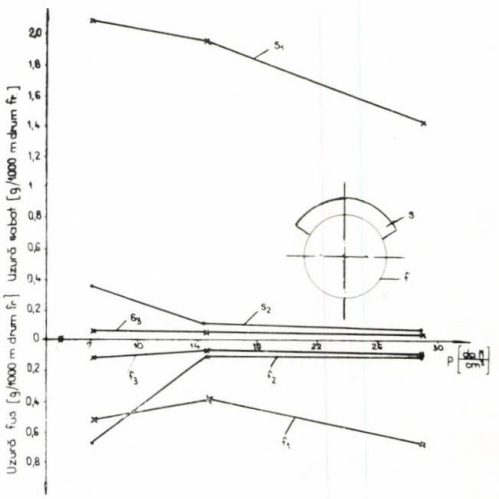


Fig. 3 Variația uzurii oțelului 40 C 10 la diferite tratamente termice, viteza fiind de 0,381 m/s în funcție de presiunea de contact.
1 — netratat ;
2 — călit la 830°C, răcit în ulei ;
3 — călit la 830°C, răcit în ulei, revenit la 200°C.

S-a constatat și faptul că uzura scade cu mărimea presiunii de contact, cu excepția fusului din 40 C 10 netratat termic.

Oțelul 21 Mo M C 10, atît ca fus cît și ca sabot, în stare călită la 860° C, răcit în ulei și revenit la 200° C, a fost încercat la uzură, la diverse presiuni și viteze. Rezultatele experimentale (figura 4) arată că și la acest oțel se semnalează uzură mare la presiune mică de 7 daN/cm^2, mai ales la fus. La sabot după presiunea de 14,5 daN/cm^2, uzura începe să crească, la vitezele de 0,381 m/s și 0,632 m/s. Uzura cea mai mică s-a semnalat la fusul a cărei viteză periferică a fost de 0,632 m/s.

Pentru a vedea modul de variație a uzurii în funcție de viteza relativă dintre sabot și fus, s-au prezentat grafic (fig. 5) rezultatele experimentale obținute prin încercarea oțelului 40 C 10, călit la 830° C și răcit în ulei și călit la 830° C, răcit în ulei și revenit la 200° C, la presiunea de contact de 7 daN/cm^2.

Se consideră și din această reprezentare grafică că uzura cea mai mare se obține la oțelul 40 C 10 netratat. Cu creșterea vitezei relative de contact, uzura se micșorează.

Din reprezentările grafice de mai sus (fig. 3, fig. 4 și fig. 5), rezultă că uzura variază cu viteza și presiunea de contact. De la o

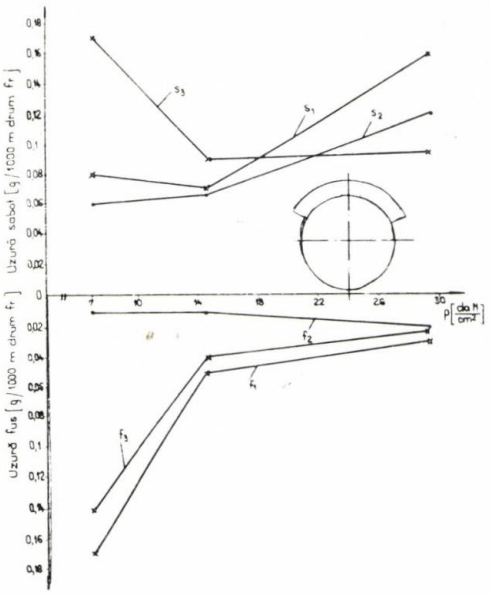


Fig. 4 Variația uzurii oțelului 21 Mo M C 10 călit și revenit la 200° C în funcție de presiunea de contact, la vitezele de 0,381 m/s ; 0,632 m/s și 0,762 m/s.

1. $V = 0{,}381$ m/s ;
2. $V = 0{,}632$ m/s ;
3. $V = 0{,}762$ m/s ;

presiune la alta, precum și de la o viteză la alta, deoarece se schimbă parametrii contactului, uzura se schimbă și ea.

Efectuîndu-se încercări pe oțelul 21 Mo M C 10 călit la 860° C și revenit la

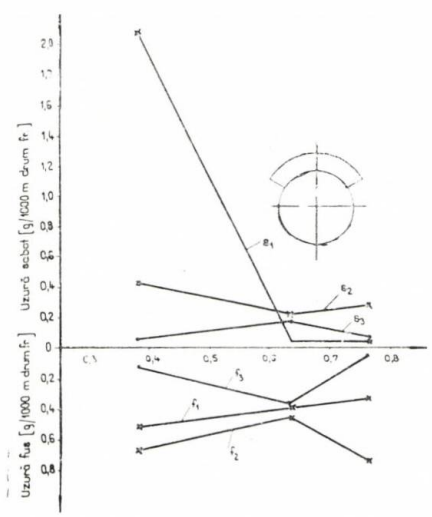


Fig. 5 Variația uzurii oțelului 40 C 10 la diferite tratamente termice, presiunea de contact fiind de 7 daN/cm^2, în funcție de viteza relativă dintre fus și sabot.

1 — netratat ;
2 — călit 830°C, răcit în ulei ;
3 — călit 830°C, răcit în ulei, revenit la 200°C.

200° C în prezența unui abraziv, (în cazul de față carbura de siliciu de granulație 0,1 mm), s-a constatat că uzura se mărește atît la sabot cît și la fus (fig. 6). În acest caz uzura crește mai pronunțat cu mărirea presiunii de contact, curbele fiind asemănătoare cu cele de la uzura abrazivă pură.

Din cele prezentate mai sus, corelate cu date din literatura de specialitate, **rezultă :**

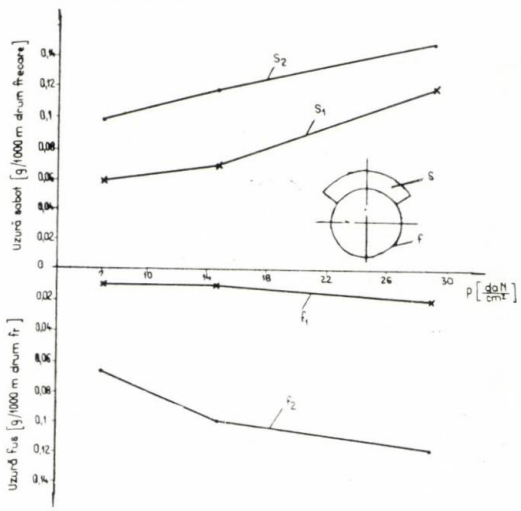


Fig. 6 Variația uzurii oțelului 21 Mo M C 10 călit și revenit la 200° C în funcție de presiunea de contact, cu și fără abrazivi.

1 — călit + revenit la 200°C, fără abraziv ;
2 — călit + revenit la 200°C, cu abraziv.

1. Este deosebit de important ca încercările la uzură să se efectueze sistematic, după o metodologie bine pusă la punct, în laborator, pe mașini speciale pe care să se poată reproduce condițiile din exploatare. Pentru efectuarea încercărilor la uzură a cuplelor deschise în prezența abrazivilor, se poate utiliza cu rezultate foarte bune, mașina de încercări prezentată în lucrarea de față.

2. Încercările experimentale ale oțelurilor 40 C 10 și 21 Mo M C 10 au scos în evidență modul în care variază uzura cuplelor în frecare în funcție de presiunea de contact și de viteza relativă. De asemenea, a rezultat și influența tratamentului termic aplicat oțelurilor, asupra uzurii.

3. Prezența unor particule abrazive cu duritate mare în zona suprafețelor în frecare duce la mărirea uzurii.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Tenenbaum, M. M.:* Iznosostoikosti konstrukționnîh materialov i detalei mașin. Mașinostroenie, Moskva, 1966.

[2] *Kosteţki B. I. ș.a.:* Încercarea metalelor la uzură (metode și mașini), I.D.T., București, 1957.

[3] *Crudu, I., Neculăiasa, V.:* Încercarea la uzură a unor cupluri din fontă maleabilă perlitică și oțel carbon de calitate în condiții uscate. Bul. I.P. Iași, XIII (XVII), fasc. 3—4, 1967.

[4] *Neculăiasa, V.:* Teză de doctorat, I.P. Iași, 1974.

[5] *Neculăiasa, V.:* Metodă și mașină pentru încercări la uzură pe abrazivi fixați. Lucrare prezentată la Sesiunea tehnico-științifică a I.U.G. Progresul — Brăila, 1977.

[6] *Pavelescu, D.:* Concepții noi, calculul și aplicații în frecarea și uzarea solidelor deformabile. Ed. Academiei R.S.R., 1971.

MATERIALE DOCUMENTARE

CZ : 621.7 : 338.062.18 : 621.386

Neutronografie cu generatori de neutroni cu acceleratori de deuteroni de mică energie

Fiz. Lidia **CONSTANTINESCU** — C.S.E.N. — București

Neutronografia, metodă radiografică de control nedistructiv, utilizînd drept purtător al informației un fascicol colimat de neutroni, reprezintă în munte aplicații o metodă complementară roentgenografiei și respectiv gamagrafiei.

Surse de neutroni utilizate în neutronografie

Deși primele încercări de neutronografie s-au efectuat cu un generator de neutroni cu accelerator de particule (Kalman și Kuhn), scurt timp după descoperirea neutronului, aplicarea acestei metode a luat avînt după anii 1956—1960 (Thewlis, Derbyshire, Berger, Watts, Criscuolo, Polanski, etc.), cînd reactorii nucleari au permis obținerea unor fascicole intense de neutroni.

În prezent, controlul nedistructiv utilizînd reactorul nuclear drept sursă de neutroni se folosește în mod curent în industria nucleară, în domeniul cercetărilor aerospațiale ca și în alte domenii, dar lărgirea gamei de aplicații ale neutronografiei, utilizarea sa în controlul de rutină industrială, este dependentă de găsirea altor surse de neutroni.

În acest sens, generatorii de neutroni cu accelerare de particule ca și unele surse izotopice pot reprezenta uneori surse relativ ieftine și portabile pentru neutronografia „in situ".

Generatori de neutroni cu acceleratori mici de deuteroni. Posibilități de utilizare în neutronografie. Într-un generator de neutroni cu accelerare de particule, neutronii sînt produși prin interacțiunea dintre un fascicol incident de particule ionizante (electroni sau ioni pozitivi) și o țintă constituită dintr-un material convenabil.

Pentru valori ale energiei particulei incidente mai mici decît 1—2 MeV, singurele generatoare ce permit realizarea de fascicule exploatabile în neutronografie și pe care s-au făcut încercări reușite, sînt cele cu accelerare de deuteroni, în care emisia neutronilor se bazează respectiv pe reacțiile deuteriu-deuteriu (d, D),

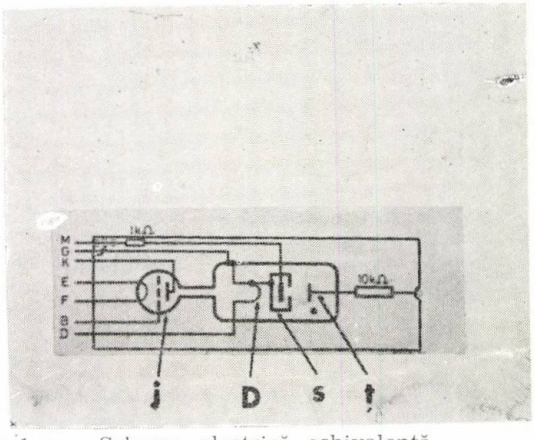


Fig. 1 a — Schema electrică echivalentă.
j — joja de ionizare ; E, F — filament ; B — grila ; K — colector ; D — sistem de depozitare și distribuire a deuteriului ; s — sursa de ioni ; G — catodul sursei de ioni ; M — anodul sursei de ioni ; ţ — ținta.

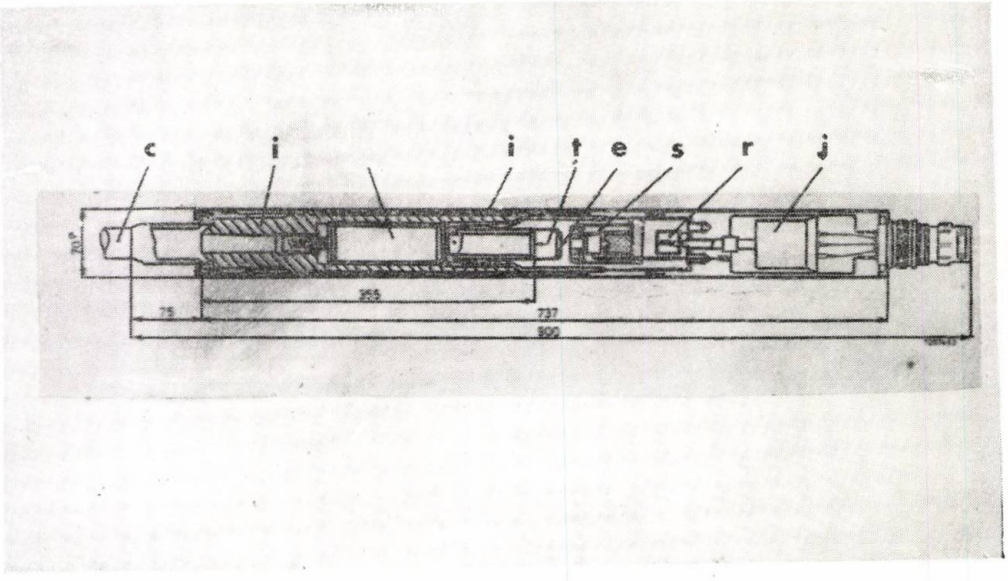


Fig. 1 b — Secțiune longitudinală prin miniacceleratorul generatorului de neutroni tip Philips (Pw 5 310) — dimensiuni în milimetri.
c — cablu de înaltă tensiune ; i — izolator electric ; ţ — ținta ; e — electrodul de accelerare ; s — sursa de ioni ; r — regulator de presiune ; j — joja de ionizare.

deuteriu-tritiu (d, T) sau deuteriu-beriliu (d, Be). În acești generatori, ionii de deuteriu, emiși de o sursă de ioni, sînt accelerați și focalizați pe o țintă de deuteriu, tritiu, respectiv beriliu. În figura 1, se prezintă schema electrică echivalentă și o secțiune longitudinală prin miniacceleratorul unui generator de neutroni bazat pe reacția deuteriu-tritiu.

În figura 2, se prezintă comparativ curbele de variație a productivității (în număr total de neutroni rapizi emiși în 4π steradian) funcție de energia (MeV) deuteronilor incidenți pe țintă, pentru cele trei reacții generatoare de neutroni indicate mai sus. Întrucît în articolul de față ne propunem a observa posibilitățile de utilizare în neutronografie a acceleratorilor de mică energie (sute de keV), acordăm atenție zonei incipiente a curbelor.

Se remarcă faptul că pentru valori mici ale energiei deuteronilor (în jur de 100 keV) productivitatea neutronică este, în cazul reacției (d, T), cu două ordine de mărime mai mare decît în cazul (d, D) și cu mult mai mari decît pentru celelalte reacții.

Aceasta a permis realizarea unor generatori de neutroni rapizi (14 MeV) de tip (d, T) de mare intensitate $10^{10} - 10^{12}$ [n/s], folosind acceleratori de joasă tensiune (sub 250 kV), ceea ce-i face interesanți pentru aplicații neutronografice „in situ". În acest sens, în tabelul 1 se prezintă cîteva exemple de generatori de neutroni cu accelerare de deuteroni, tip (d—D) și (d—T).

În ideea utilizării generatorilor (d, T) în neutronografie, trebuie însă să luăm în considerare o serie de fenomene ce limitează durata de viață a țintelor de tritiu și anume : evaporarea, apariția unui depozit superficial datorat fascicolului incident, eroziunea catodică și diluția izotopică.

În funcție de mărimea curentului de deuteroni, viața țintelor de tritiu este în prezent de ordinul zeci de minute, pînă la zeci de ore, iar în cazul generatorilor „sealed" (incapsulați), viața miniacceleratoarelor în regim constant de funcționare este mai mică în general decît o mie de ore.

Pentru valori ale tensiunii de accelerare în domeniul 150—500 KV, generatorii de tip (d, D) permit realizarea (vezi tabel 1) unor emisii de numai

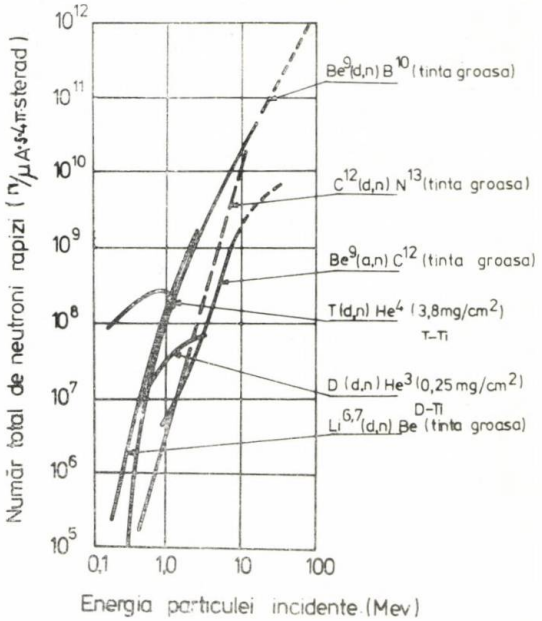


Fig. 2 Reacții (d, n).

10^{9}—10^{10} [n/s] (aproximativ 3 MeV) și 4π steradiani, dar demn de semnalat este faptul că spre deosebire de generatorii (d, T), prezintă avantajul autoregenerării țintei prin curent de deuteroni.

Solicitînd acceleratoare de energie mai mare (500—2500 keV), reacția (d, Be) permite realizarea

Generatori de neutroni cu acceleratori de deuteroni (SAMES)

Tabelul 1

	Tip de accelerator	Tensiune de accelerare KV	Curent de ioni mA	Emisia $\frac{n}{s \cdot 4\pi st}$	Anexe
I	BS · 1 (d—T)	130	0,2	$3 \cdot 10^{9}$	Generator de înaltă tensiune ; grup de vidare continuă
II	BS$_2$ (d—T)	125	0,1	10^{8}	Generator IT Tub Philips închis etanș
III	D (d—T)	150	1,5	$5 \cdot 10^{10}$	Generator de înaltă tensiune ; grup de vidare continuă
IV	J 15 (d—T)	150	1,5	$2 \cdot 10^{11}$	„
	(d—D)			10^{9}	
V	J 25 (d—T)	150	2,5	$2 \cdot 10^{11}$	„
	(d—D)			10^{9}	
VI	T (d—T)	400	2	$5 \cdot 10^{11}$	„
	(d—D)			10^{10}	
VII	S (d—T)	600	1	10^{12}	„
	(d—D)			$5 \cdot 10^{10}$	

unor fascicole de neutroni de intensitate mare, ceea ce a condus la realizarea unor neutronografii de bună calitate.

Pînă în prezent, neutronii rapizi (avînd energii mai mari decît 100 keV), emişi de generatori, sînt mai puţin utilizaţi decît neutronii termici (avînd viteze corespunzătoare energiei de agitaţie termică a moleculelor unui gaz la temperatura mediului ambiant) şi care se obţin din primii prin încetinire energetică.

Întrucît neutronii nu produc practic nici un efect direct asupra emulsiei radiografice, fiind necesară o expunere de ordinul 10^9n/cm^2 pentru a produce un efect sesizabil pe un film radiografic rapid, în neutronografie se preferă a se transforma, cu ajutorul unui ecran convertizor, neutronii emergenţi din obiectul de radiografiat în radiaţii secundare, direct ionizante, la care este expus filmul radiografic. În figura 4 sînt prezentate comparativ curbele prezentînd varaţia densităţii optice de înnegrire, funcţia de va-

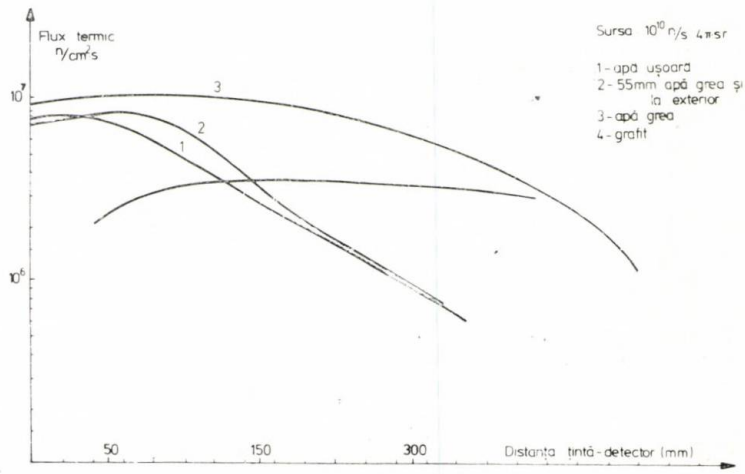


Fig. 3 Curbe de termalizare.

În figura 3, spre exemplificare, se prezintă curbele de variaţie a fluxului de neutroni termici [n/cm^2 . s] funcţie de distanţa faţă de ţinta de tritiu, în cazul utilizării cîtorva variante de moderator şi un generator (d, T), cu o emisie de 10^{10} [n/s].

Legat de aceasta vom observa că, în cazul generatorilor de neutroni se pot realiza în prezent 10^5—10^9 [n/cm^2 . s] (vezi şi tabelul 2), în timp ce valori de ordinul 10^{13}—10^{14} în centrul zonei active şi respectiv 10^8n/cm^2 . s la marginea zonei active se pot realiza uzual la reactorul nuclear.

Aceste elemente explică de ce în prezent, în cazul generatorilor de neutroni cu acceleratori mici (1—2 MeV), pentru expunerile neutronice (neutroni pe centimetru patrat), la suprafaţa filmului radiografic, nu se pot realiza valori competitive cu cele obţinute pentru reactorii nucleari.

Valoarea mult mai scăzută însă a investiţiei (cu ordine de mărime), o eventuală mobilitate, posibilitatea utilizării unor surse practic punctiforme de neutroni rapizi sînt avantajele ce le oferă aceşti generatori faţă de reactorul nuclear şi care pledează pentru utilizarea lor în neutronografie, ori de cîte ori aceasta este necesar. În sprijinul celor arătate mai sus, în tabelul 2, sînt prezentate comparativ caracteristicile radiografice ale unor surse mici de neutroni.

Întrucît sursa de neutroni este constituită de întregul ansamblu moderator, pentru a obţine o definiţie convenabilă a imaginii radiografice se utilizează colimatori neutronici. Dacă în radiografia X sau gama se pot obţine cu uşurinţă rapoarte de colimare de ordinul $\frac{1}{100} \div \frac{1}{2000}$, iar în neutronografia cu reactorul nuclear astfel de valori se pot atinge, în cazul generatorilor de neutroni cu acceleratori de mică energie, aşa cum se vede din tabelul 2, se pot considera acceptabile valori de ordinul 10/100÷3/100. Mărimea acestui raport este limitată de necesitatea realizării unor valori acceptabile pentru contrastul radiografic şi pentru timpul de expunere, acesta din urmă fiind condiţionat şi de viaţa ţintelor.

loarea fluxului integrat de neutroni [n/cm^2], pentru cei mai uzuali convertizori în radiografia cu neutroni termici.

În metoda directă, filmul radiografic şi convertizorul sînt expuse direct fascicolului neutronic emergent din obiectul de radiografiat.

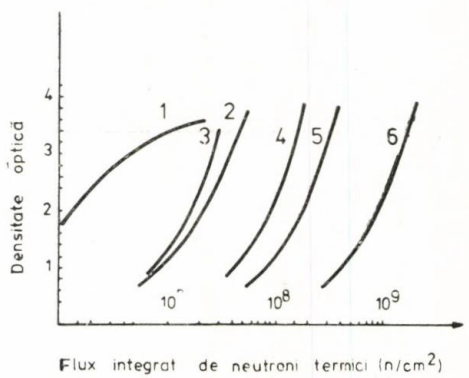


Fig. 4 Densitatea optică de înnegrire, funcţie de fluxul integrat de neutroni pentru diverse sisteme convertizor — film.

(1, 2) scintilator neutronic (sulfură de zinc şi hexaflorură de litiu) cu film tip Kodak Regulix şi respectiv Gevaert D. 7 ; (3, 4) convertizor de gadoliniu cu film Kodak Kodirex şi Kodak Definix ; (5, 6) covertizor de dysprosiu cu film Kodak Kodirex şi Kodak Definix.

Metoda directă, utilizînd un scintilator neutronic constituit dintr-un material absorbant de neutroni (adesea hexaflorura de litiu) şi un material scintilator) adesea sulfat de zinc activat cu argint), oferă o destul de bună discriminare faţă de fondul gama, definiţia imaginilor radiografice obţinute este slabă (vezi tabel 3) [9], însă expunerea neutronică necesară pentru producerea aceleiaşi densităţi de înnegrire este cu cel puţin două ordine de mărime mai mică decît

Caracteristici radiografice ale unor surse mici de neutroni

Tabelul 2

Nr. crt.	Neutroni rapizi în 4π steradian	Sursele evaluate	Fluxul neutronilor termici la suprafața de intrare a colimatorului (n/cm² . s)	Valori tipice pentru raportul de colimare (diam. de intrare/lung.)	Fluxul neutronilor termici la suprafața de ieșire a colimatorului (n/cm² . s)	Valori tipice pentru expunere (timp și tip de expunere : filmul radiografic utilizat)
1	10^7 n/s	^{241}Am-Be /1/	10^4	3 : 100 10 : 100	10^1	3 zile, scintilator neutronic + film rapid 9 ore, scintilator neutronic + film rapid
2	10^9 n/s	generatori mici de neutroni (SAMES B.S. 1) /1/	10^6	3 : 100 10 : 100	10^2 10^3	1 oră, scintilator + film rapid 6 min. scintilator + film rapid
3	$3{,}4 \cdot 10^8$ n/s	^{252}Cf (140 μ g) /10/		1 : 14		2 zile, expunere directă cu folii Gd (0,002 in) + film rapid
4	aprox. $2 \cdot 10^9$ n/s	^{252}Cf (0,8 mg) cu multiplicator neutronic : ansamblu subcritic având $K_{ef} = 0{,}99923$ /4/		1 : 200	$1{,}06 \cdot 10^5$	1,5 ore, expunere directă Se poate folosi metoda de expunere indirectă (cu transfer)
5	$7 \cdot 10^{10}$ n/s	generator de neutroni (d, T) /6/	aprox. $7 \cdot 10^7$	1 : 7	$1{,}1 \cdot 10^5$	90 minute, expunere directă cu folii Gd (0,001 in), film rapid
6	10^{11} n/s	generator de neutroni (d, T) (SAMES) /1/	10^8	3 : 100 10 : 100	10^4 10^5	0,5 min., scintilator + film rapid 2 min., scintilator + film cu granulație fină
7		generator de neutroni (d, Be) cu acceleratori tip Van de Graaff 2 MeV, 150 μA /7/	aprox. $5 \cdot 10^9$	1 : 8	$1{,}2 \cdot 10^6$	18 minute, expunere directă cu folii de Gd (0,001 in) + film cu granulație fină 144 minute, expunere directă, cu folii + film cu granulație fină
8	10^{11} n/s	reactori de 200 Kw (juggernaut, Argonne) /1/	$2 \cdot 10^{11}$	3 : 100 *	$2 \cdot 10^7$	1 min. expunere directă cu folii de Gd + + film cu granulație fină
9	10^{11} n/s	(Melusine 4 MW sau Siloe 15 MW, Grenoble) /1/	10^{13}	1 : 100	10^8	Se pot neutronografia obiecte groase cu metoda indirectă de detecție și cu film cu granulație foarte fină
10	10^{11} n/s	generator de neutroni (sealed) (d, T) + U ; 120 keV, 7 mA /11/	10^8	1 : 18	$2 \cdot 10^4$	1,5 ore — neutronografie cu metoda indirectă de detecție, cu folii de Dy, film rapid

*) Toți colimatorii cu excepția celor notați cu asterisc sînt căptușiți cu un material opac la neutroni termici (cadmiu sau bor) și sînt de tip divergent. Cei notați cu asterisc sînt plan-paraleli și necăptușiți cu cadmiu.

în cazul metodei următoare. Din acest motiv, așa cum se vede din tabelele 2 și 3, această metodă s-a utilizat cu preferință în neutronografia sau neutronoscopia (cu circuit închis de televiziune) cu surse mici.

Metoda directă de detecție, cu convertizor gadoliniu, poate oferi imagini cu o foarte bună rezoluție (sensibilitate absolută) în cazul în care sursa de neutroni o constituie reactorul nuclear (tabel 3), dar în cazul generatorilor de neutroni aplicarea sa este limitată de valorile ridicate ce le pretinde pentru expunerea neutronică (vezi fig. 4) ca și de lipsa de discriminare față de fondul gama.

În metoda indirectă de detecție (cu transfer), foarte utilă în controlul materialelor radioactive și care solicită cele mai mari valori pentru expunere, convertizorul expus în fața fascicolului de neutroni emergent din obiectul de radiografiat devine el însuși radioactiv și este aplicat ulterior pe filmul radiografic ca și în tehnica autoradiografică.

Tabelul 3

Sursa de neutroni	Ecran convertor (posterior)	F i l m	Expunere neutronică n/cm^2 ptr. densitate netă = 1	Rezoluție spațială	Sensibilitate de contrast
Toate tipurile	Li^6 F/ZnS (0,075 cm)	Ilford Industrial A	$2 \cdot 10^5$	slabă	6 — 10 %
Acceleratori de particule (10^{11} n/s) și reactori nucleari	Sticlă scintilatoare activată cu Ceriu și conținînd Li îmbogățit în izotopul ^6Li (0,15 cm)	Ilford Industrial A	$5 \cdot 10^6$	corectă	5 — 10 %
Reactori nucleari	Folii Gd (0,0015 cm)	Ilford Industrial G	$5 \cdot 10^7$	excelentă	1 — 3 %
Reactori nucleari	Folii Dy (0,0675 cm) ** metodă indirectă	Ilford Industrial G	10^8	bună	1 — 2 %
	Folii In (0,055 cm) ** (metodă indirectă)		$3 \cdot 10^8$	bună	1 — 2 %

*) Se referă la valoarea maximă a dozei gama (R) care produce o densitate de înnegrire de cel mult 10% din cea indusă de neutroni.
**) Perioada de înjumătățire 2,3 h și respectiv 0,9 h. Valorile se referă la o expunere a filmului timp de 3 x T 1/2.

Exemple de neutronografii realizate cu generatori de neutroni cu acceleratori mici de deuteroni

După cum se arăta la începutul acestui articol, radiografia cu neutroni termici găsește un cîmp larg de aplicații, acolo unde controlul cu radiații X și gama este limitat. Un interes special îl prezintă aplicațiile referitoare la materialele hidrogenate, sau la materialele ce conțin elemente puternic absorbante de neutroni (borul, litiul). Aceste materiale pot fi detectate rapid chiar dacă sînt în cantități mici și dacă sînt ecranate de materiale conținînd elemente cu număr atomic mare și care atenuează puternic fascicolele de radiații gama. De asemenea, un interes deosebit îl suscită aplicațiile referitoare la materiale radioactive.

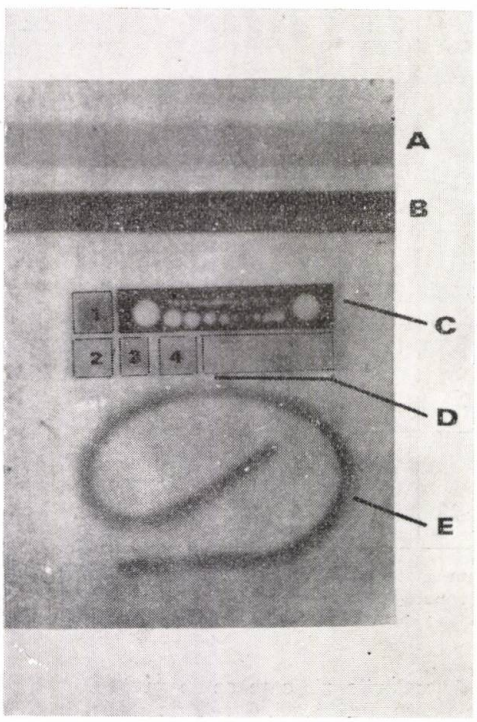
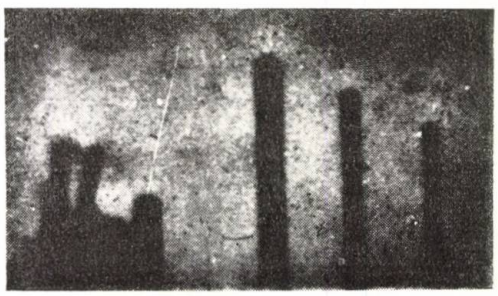
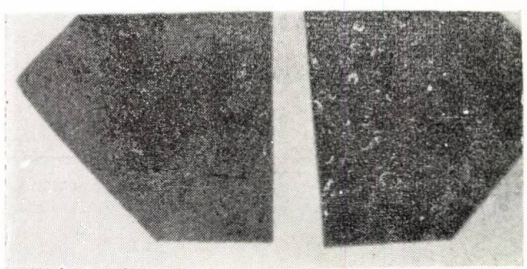


Fig. 5 Generator de neutroni rapizi (14 MeV) tip (d, T) $2 \cdot 10^{11}$ n/s ; raportul de colimare 1 : 20 ; sistemul de detecție : scintilator de neutroni (ZnS — LiF) și film Gevaert D.T. Obiecte de radiografiat :

a) A — plăcuță de plumb 1 mm ; B, C — cadmiu — 1 mm ; 1 — indiu 1 mm ; 2 — indiu 0,5 mm ; 3 — plastic 2 mm ; 4 — plumb 1 mm ; D — fire de plastic ; E — cordon detonant.



b) piesă de plumb cu cavități ;



c) placă de aluminiu cu bor.

Astfel, în figura 5 a este prezentată o imagine neutronografică realizată [2] cu un generator de neutroni (d, T), $2 \cdot 10^{11}$ n/s, ţinta fiind înconjurată de un înveliş de uraniu sub forma unui inel de 25 mm grosime, închis la capăt.

Cu un generator de neutroni de tip (d, T) : $7{,}2 \cdot 10^{10}$ n/s şi cu instalaţia prezentată principial în figura 6, s-au realizat [6] imaginile neutronografice prezentate în figura 7 a. În figura 7 b, se prezintă imaginile roentgenografice ale aceloraşi obiecte.

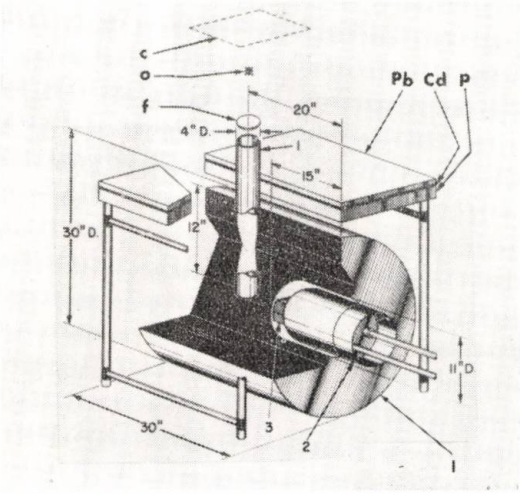


Fig. 6 Generator de neutroni rapizi tip (d, T) : $7 \cdot 10^{10}$ n/s ; raportul colimatorului de neutroni 1 : 7 ; sistemul de detecţie : convertizor Gd (~ 0,025 mm) şi film Kodak AA. La planul imaginii : fluxul neutronilor termici $1{,}1 \cdot 10^{5}$ n/cm^2 · s ; doza absorbită (gama) 1,8 rad/h.

o — obiectul de radiografiat ; c — caseta radiografică ; f — colimatorul de neutroni căptuşit cu cadmiu ; Pb — placă de plumb de 2,5 mm grosime ; Cd — placă de cadmiu de 5 mm ; p — placă de polietilenă de 5 cm ; 1 — moderator de grafit ; 2 — generator de neutroni ; 3 — ţinta.

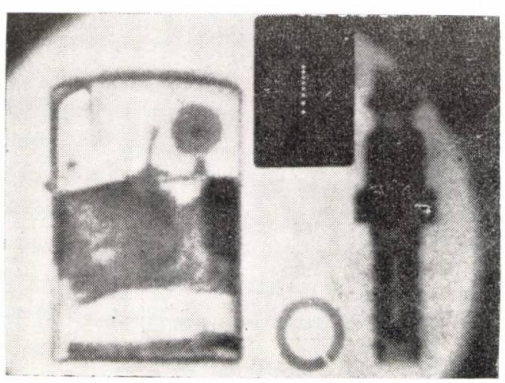
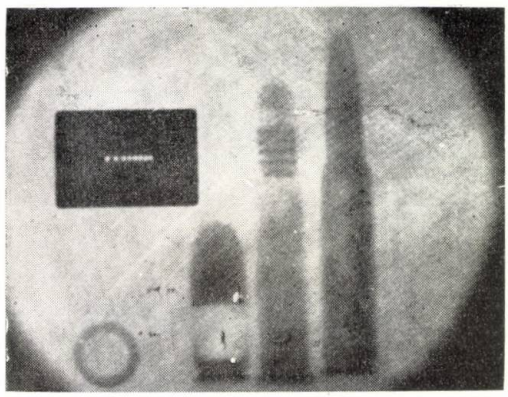


Fig. 7 a Neutronografie cu generator tip (d, T). Timp de expunere : 90 de minute. Sensibilitatea absolută determinată de ICI : ~ 0,25 mm. Obiectele expuse :

a) 1. brichetă ; penetrametru de cadmiu ; „o" ring din cauciuc ; piesă din oţel cu „o" ring ;

Deşi sensibilitatea absolută realizată în controlul roentgenografic este mult mai bună (~ 0,025 mm) decît cea realizată în cazul neutronografiei (cu ICI ~ 0,25 mm), este interesant de remarcat faptul că imaginea neutronografică relevă anumite detalii de structură internă, pe care roentgenografia nu le poate pune în evidenţă.

În figurile 8 a, respectiv b şi c se prezintă cîteva neutronografii realizate [7] cu un generator de neutroni (d, T) cu accelerator (2 MeV, 150 μA) tip Van



b) 2. penetrametru de cadmiu ; „o" ring din cauciuc ; cartuşe.

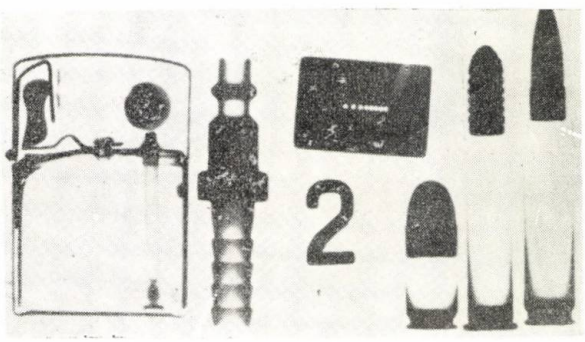


Fig. 7 b Roentgenografie. Parametrii de expunere : 15 mA, 145 kV. Sensibilitatea absolută — ~ 0,025 mm.

Obiectele expuse : brichetă, piesă din oţel cu „o" ring, penetrametru de cadmiu, număr „2" de Pb, „o" ring din cauciuc, cartuşe.

de Graaff. Astfel figura 8 a reprezintă neutronografia unei secţiuni în fagure de miere, din aluminiu combinat cu răşini epoxidice (~ 0,025—0,050 mm), structură utilizată în construcţia avioanelor ; sensibilitatea relativă obţinută cu timpi de expunere acceptabili industrial a fost de ~ 1,27 mm/25,4 mm. În figura 8 b se prezintă imaginea neutronografică a unei palete de turbină ; se remarcă posibilitatea de detecţie a resturilor de material ceramic (dopat în

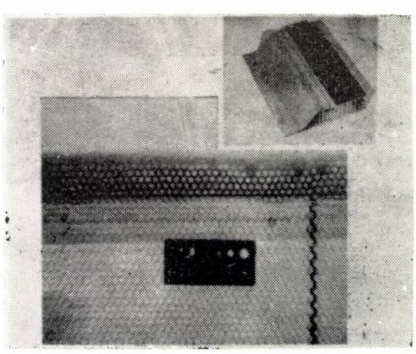
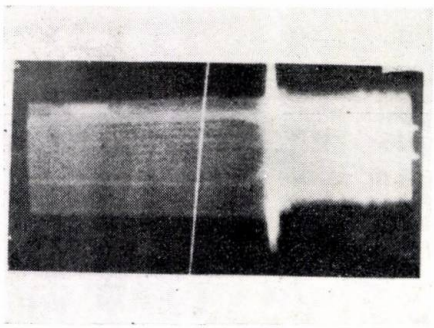
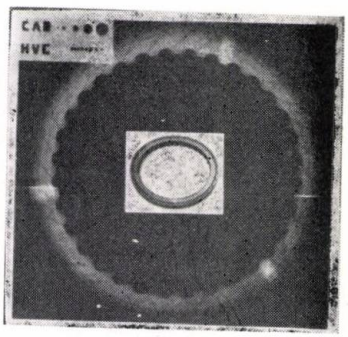


Fig. 8 Generator de neutroni tip (d, Be). Sistem de detecţie : convertizor de gadoliniu (~ 0,025 mm) + film granulaţie fină (EK-T). La planul imaginii : $6 \cdot 10^{6}$ neutroni/cm^2 · s · mrad.

a) secţiune în fagure de miere (D/L = 1 : 40) ;



b) paletă de turbină (D/L = 1 : 40) ;



c) garnitură inelară, gresată cu ulei, pentru motor de avion (D/L = 1 : 18).

prealabil cu oxid de gadoliniu) neînlăturat după turnare ; în figura 8 c se observă neutronografia unei garnituri inelare, gresată cu ulei, pentru motor de avion.

Concluzii

Vom observa, în concluzie că dacă neturonografia utilizînd reactorul nuclear drept sursă de neutroni permite obținerea de imagini radiografice cu o foarte bună definiție, controlul cu surse mici, „non reactor", așa cum sînt și generatorii de neutroni cu accelerarea de deuteroni prezentați în articolul de față, este la ora actuală o alternativă interesantă, acolo unde se pot accepta radiografii de calitate medie și unde controlul nedistructiv cu neutroni se dovedește a fi mai indicat decît gamagrafia, respectiv roentgenografia sau permite completarea informațiilor obținute cu acestea din urmă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Barton, J. P.:* Isotopes and radiation technology, vol. 6, nr. 2—149, 1968—1969.

[2] *Vu Hong Lac:* Etude des condition optimales d'emploi des accelerateurs d'ions utilisant la reaction (d, T) en radiographie par neutrons-these pour le grade de docteur inginieur, 1971, Grenoble.

[3] *Spowart, A. R.:* Materials evaluation, vol. 27, nr. 7, 1969.

[4] *Bakevich, G. J., Miller, L. G., Kunze, J. E., Sandquist, G. M.:* Trans. Am. Nucl. Soc. vol. 16, 1973.

[5] *Barton, J. P., Klozar, M. F.:* Isotopes and radiation technology, vol. 9, nr. 4, 1972.

[6] *Vasilik, G., Murry, R. L.:* Materials evaluation, vol. 29, no. 6, 1971.

[7] *Berger, H.:* Nuclear technology, vol. 19, no. 3, 1973.

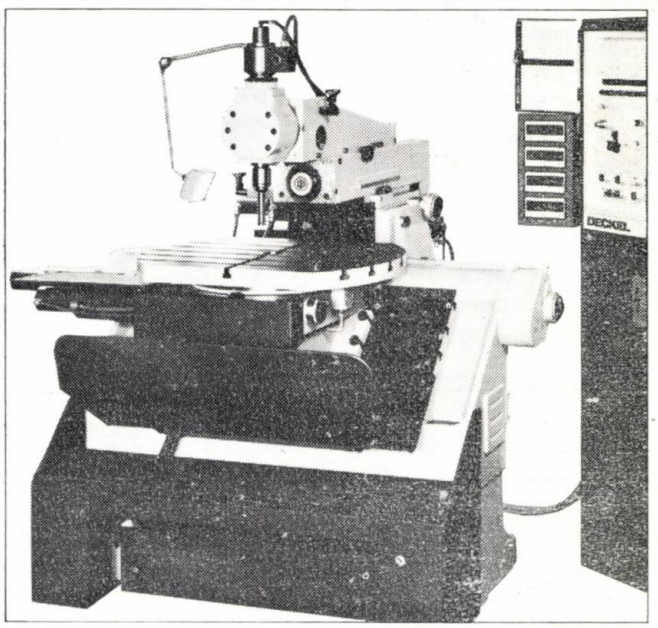
[8] *Jost, V. P.:* Materialprüf, vol. 17, no. 1, 1975.

[9] *Wilson, L. E., Hildreth, G. A., Fussa, A. D.:* Materials evaluation, vol. 29, no. 4, 1971.

[10] *Barton, J. P., Klozar, M. F.:* Trans. Am. Nucl. Soc. vol. 12, no. 2, 1969.

[11] *Hawkesworth, M. R., Walker, J.:* Nuclear fuel quality assurance, proceedings of a seminar, OSLO 24—27 may 1976.

MAŞINILE NOASTRE E AU DEVENIT ŞI MAI TARI – ŞI MAI INTELIGENTE



Peste 200 de maşini Deckel de tipul E s-au verificat deja în cîmpul muncii, ca fiind maşi-ni-le pentru ateliere de sculărie, pentru confecţionarea de prototipe. Experienţele dobîndite cu ele le-am folosit pentru noi perfecţionări:

- ☐ putere ridicată de antrenaj şi avans
- ☐ gamă şi mai vastă de rotaţie
- ☐ a 4-a axă
- ☐ avanse rapide şi mai repezi
- ☐ interpolare liniară şi circulară pentru prelucrat înclinări şi arce de cerc (adaptor cu comandă de traiectorie)
- ☐ capacitate de memorare ridicată la 999 serii

Maşinile Deckel E unesc precizia tradiţională cu randement progresiv.

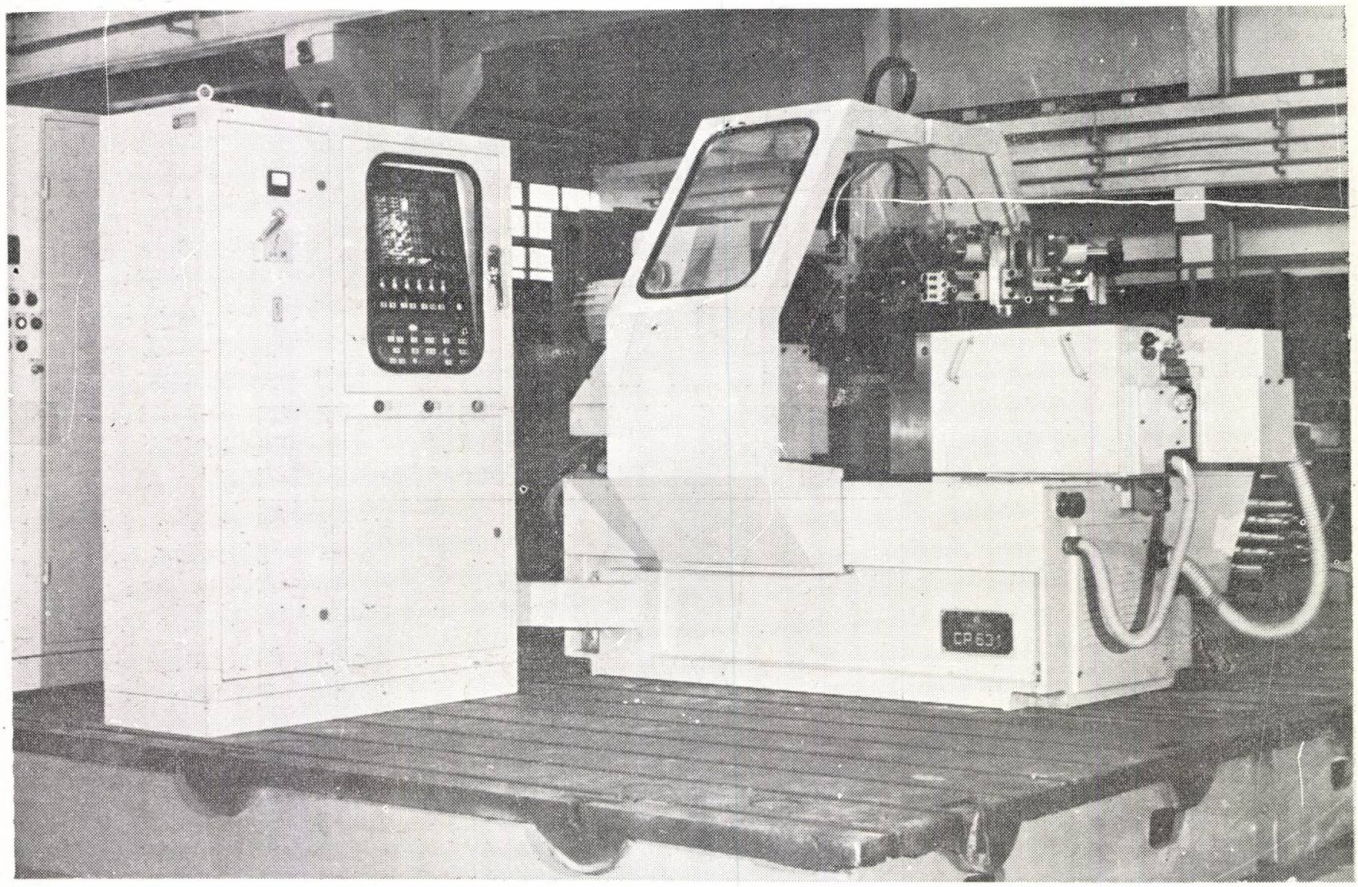
DECKEL

Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
Plinganserstr. 150, D-8 München 70

rum

BULGARIE

MACHINOEXPORT



Strung revolver automat cu comandă numerică

SR 631

— Timp deosebit de scurt pentru programare și reglare ;
— Utilizare efectivă la prelucrarea pieselor de serie mică și mijlocie ;
— Mișcare rapidă a suportului în orice direcție ;
— Strungul este comod în exploatare ;
— Construcția strungului este rigidă și compactă.

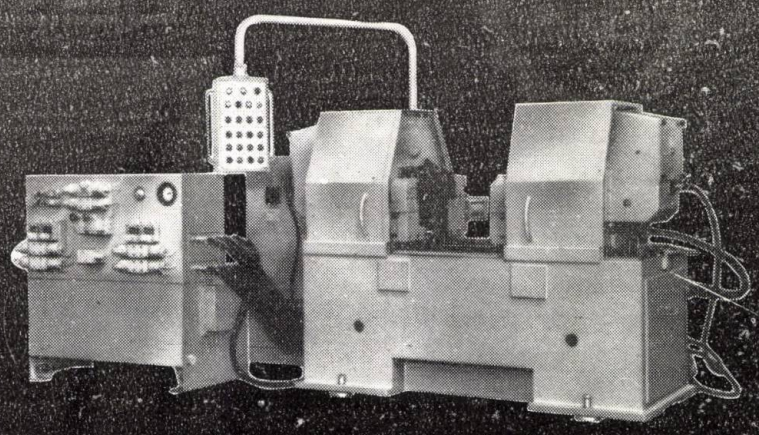
Diametrul maxim al barelor de materiale	mm 63
Diametrul maxim pe suportul transversal	mm 220
Turația arborelui principal al strungului	rot/min 40—2 000
Puterea motorului principal	kW 13
Greutatea strungului	kg 3 900

Exportator : **MACHINOEXPORT**
Sofia, str. Aksakov nr. 5

Tel : 88.53.21
Telex : 22—425
Telegrame : MACHINOEXPORT — Sofia

PUBLICOM

MAŞINA—UNEALTĂ PRD. 02 PENTRU PRELUCRAREA PĂRTILOR FRONTALE ŞI A ORIFICIILOR CENTRALE LA SEMIFABRICATE STRUNJITE



Această maşină-unealtă este destinată pentru executarea cu precizie la lungime şi executarea găurilor de bază la prelucrarea între vîrfuri, a pieselor tip axe, în condiţiile producţiei de serie mijlocie şi mare. Funcţionează pe principiul zencuirii frontale, fiind din cele mai perfecţionate în acest domeniu, datorită următoarelor calităţi :

— simultaneitatea operaţiilor de găurire şi de prelucrare a părţilor frontale, asociată cu o creştere considerabilă a productivităţii muncii ;

— obţinerea unei foarte înalte precizii geometrice ;

— amplasarea concentrică a urmelor prelucrării părţilor frontale ale piesei, ceea ce asigură o bună prezentare comercială ;

— posibilitatea prelucrării simultane a rebordurilor cilindrice adiacente părţilor frontale externe şi a celor amplasate coaxial cu orificiul central şi de asemenea a şanfrenurilor corespunzătoare.

Diametrul maxim al părţilor frontale prelucrate (cu completarea normală cu instrumente)	...	120 mm
Diametrul maxim al părţilor frontale inelare prelucrate (cu instrument special)	...	180 mm
Lungimea maximă a piesei prelucrate (piesele cu lungimi mari pot fi prelucrate pe batiul special prelungit al maşinii)	...	800 mm
Numărul treptelor de rotaţii	...	7
Greutatea maşinii-unelte	...	3 200 kg

BULGARIE

exportator: VTO

machinoexport

str. Aksakov nr. 5 SOFIA BULGARIA

telefon 88.53.21. telex 022.425

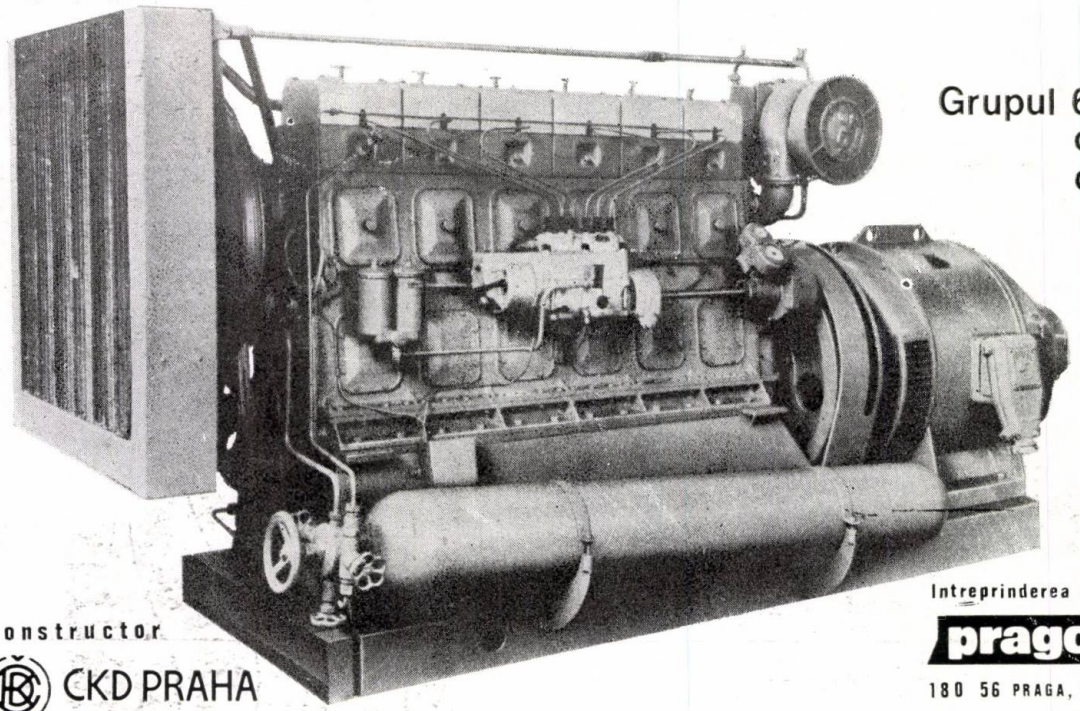
PUBLICOM

CENTRALE DIESEL ELECTRICE AUTOMATE DE 23 SI 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate.

Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz.



Grupul 6S 275 II PN cu o putere de 405 kVA

constructor

ČKD PRAHA

exportator

Intreprinderea de comerț exterior

pragoinvest

180 56 PRAGA, R.S.CEHOSLOVACA

publicom

REVISTA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

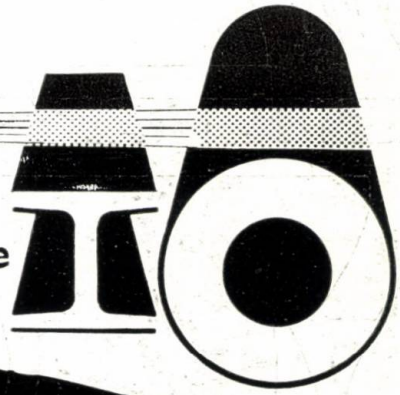
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI

prezintă în paginile sale cele mai valoroase realizări ale cercetării și proiectării românești în următoarele domenii:

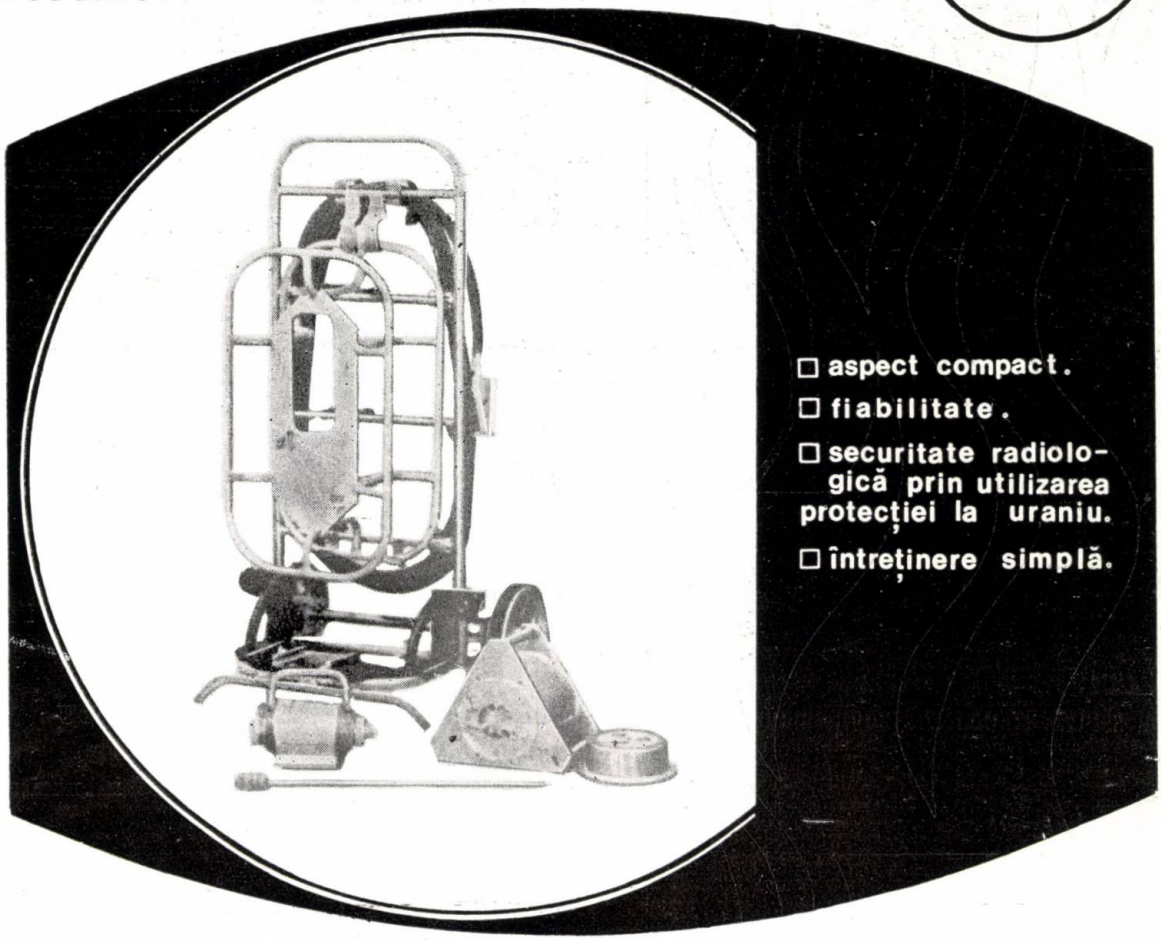
- MATERIALE NOI, ORGANE DE MASINI, PROTECTIA SUPRAFETELOR
- APARATE DE MASURA SI CONTROL, CALITATE, FIABILITATE
- ECHIPAMENTE PENTRU SUDARE, ECHIPAMENTE DE TURNATORIE
- ECHIPAMENTE ENERGETICE
- ECHIPAMENTE TEHNOLOGICE
- MIJLOACE DE TRANSPORT
- TRACTOARE SI MASINI AGRICOLE
- MASINI DE RIDICAT SI TRANSPORTAT
- PALETIZARE, CONTEINERIZARE, DEPOZITARE
- MASINI-UNELTE, PRELUCRARI LA CALD
- MECANICA FINA, OPTICA

APARATE CU IZOTOPI RADIOACTIVI PENTRU DETECTAREA DEFECTELOR

din seria GAMMARID



destinate controlului radiografic al pieselor turnate, a îmbinărilor sudate la conductele de gaze, la obiecte de construcție și la alte materiale.



- aspect compact.
- fiabilitate.
- securitate radiologică prin utilizarea protecției la uraniu.
- întreținere simplă.

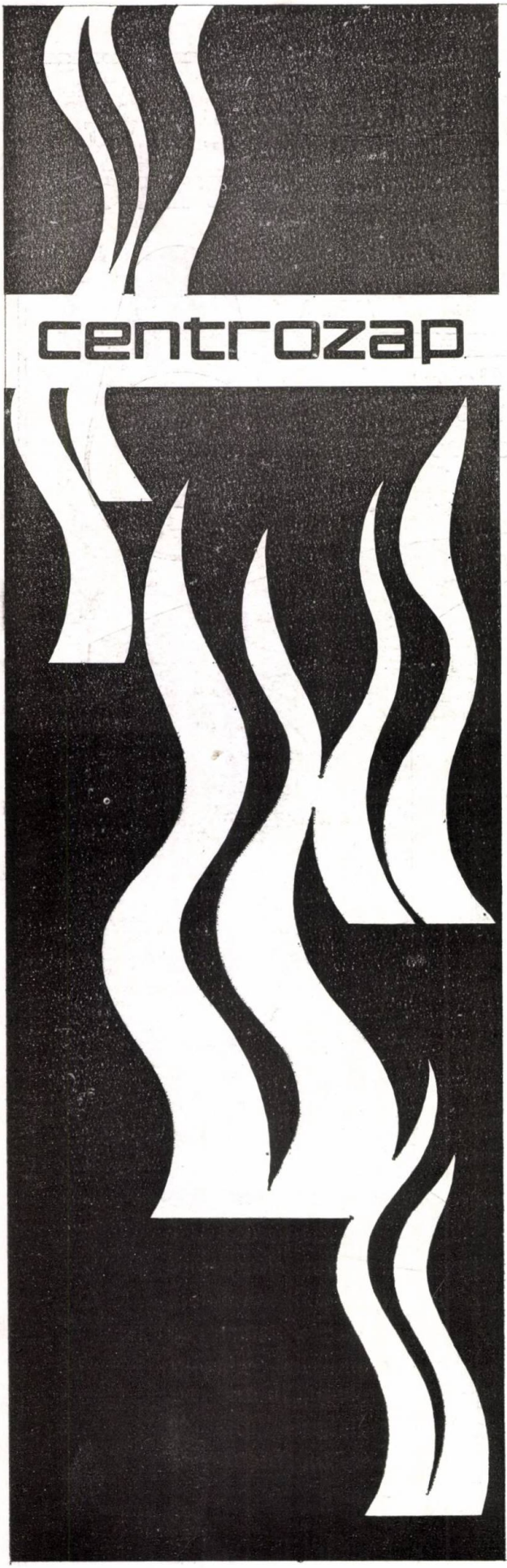
EXPORTATOR : V/O

Techsnabexport

Piața Smolenskaia-Sennaia, nr. 32/34,
121 200 Moscova, U. R. S. S.

Telefon: 244.32.85 Telex: 7628

PUBLIEOM



ÎNTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

40—036 Katowice, Ligonia 7, Polonia
Căsuța poștală: 825 Telex 0312—416
Telefon: 513—401

Oferă pentru o gamă largă de:

INSTALAȚII DE VENTILARE destinate pentru:
- uscare prin flux de aer cald sau de gaze de ardere;
- insuflare în focare și cuptoare industriale;
- aspirarea gazelor combustibile în cuptoare industriale și cazane de abur;
- aerisirea galeriilor de mină, a atelierelor și a halelor industriale, a navelor, a sălilor de spectacol, a atelierelor meșteșugărești, a depozitelor.

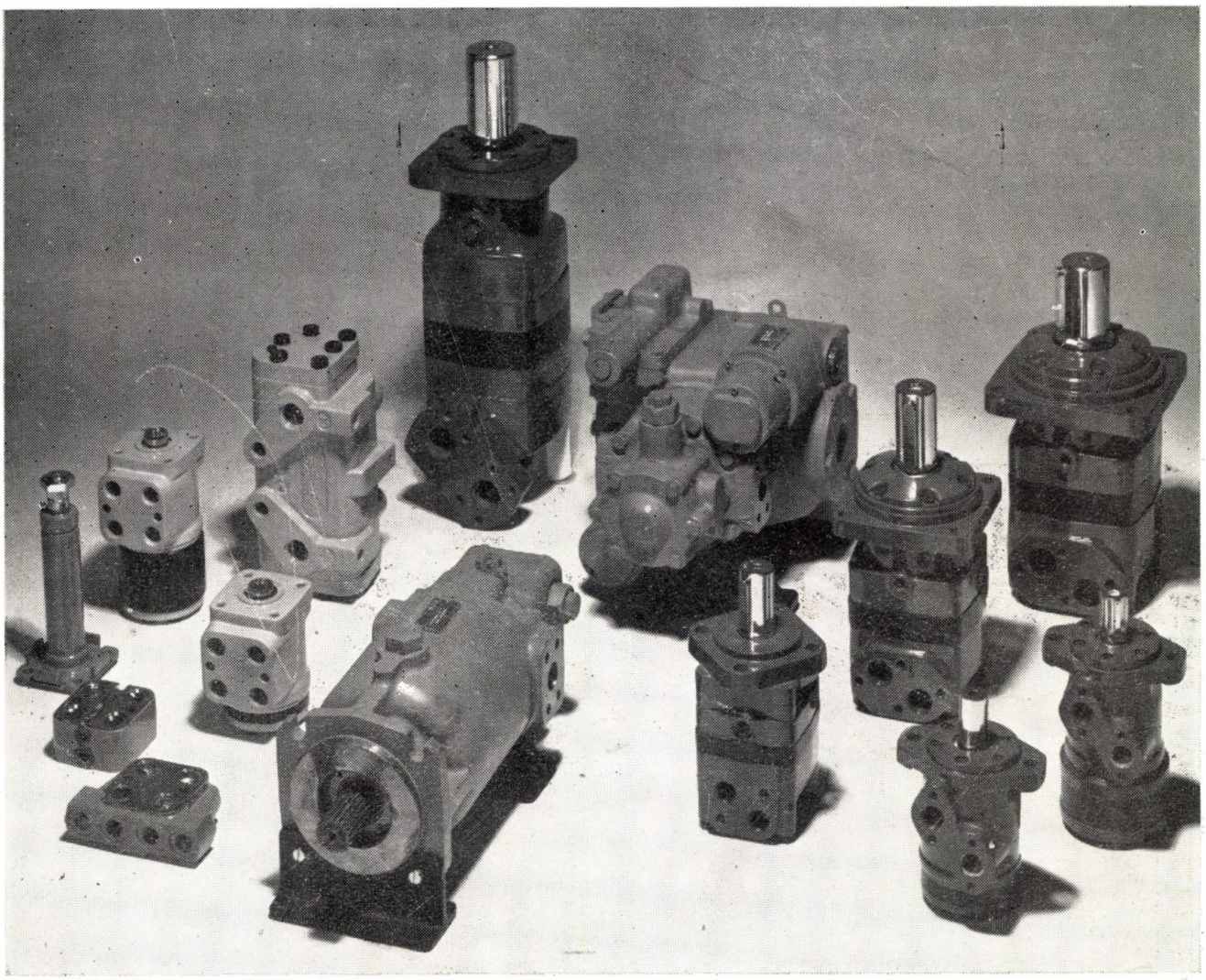
INSTALAȚII DE CLIMATIZARE bazate în cea mai mare parte pe licențe franceze, din care:
- centrale de climatizare cu un randament între 40 000—160 000 m^3/h;
- aparate de suprasaturare nefixate la sol, cu un randament între 3 000—40 000 m^3/h — destinate cu precădere industriei textile;
- instalații de condiționare a aerului, de tipul „sub fereastră";
- instalații de condiționare a aerului pentru cabinele podurilor rulante;
- sisteme de climatizare automate pentru industria usoară.

INSTALAȚII DE DESPRĂFUIRE, CU:
- saci filtranți;
- electrofiltre sau filtre cu insuflare intermitentă;
- filtre uscate sau umede;
- cicloane, multicicloane și altele;
- instalații pentru absorbția gazelor anorganice și purificarea catalitică a gazelor.

Echipamentele menționate mai sus sînt furnizate cu planul și instalațiile complete pentru desprăfuirea sau purificarea gazelor sau aerului, destinate industriei siderurgice, turnătoriilor, industriei chimice, industriei prelucrătoare și industriei energetice. Efectuăm și analize ale gradului de poluare a atmosferei și a zonelor de protecție sanitară în întreprinderi industriale.

publicom

DANFOSS HYDRAULIK



UNITATI DE COMANDA HIDRAULICE

21 de refulări diferite între 50-2 000 cm^3/rot.

Printre diversele variante de funcționare și filete de racordare există peste 100 de unități de comandă pe care puteți să le alegeți.

Presiunea pînă la 175 bari

Utilizare: comanda șlepurilor, a combinelor, a mașinilor de construcții, stivuitoare cu furcă.

MECANISME DE ACTIONARE HIDROSTATICE

Pompe și motoare cu piston axial în 5 mărimi avînd între 54 cm^3/rot și 125 cm^3/rot; mărimi de pînă la 480 cm^3/rot vor fi prezentate ulterior.

Presiune max. 250 bari kont., 420 bari int.

Moment max. 82 daNm (~ kpm)

Capacitate max. 235 kW

Utilizare: la circuite închise pentru acționarea vehiculelor cu viteză redusă și executarea mișcărilor de rotație cu un grad înalt de productivitate.

Firma Danfoss – cel mai mare producător de servomotoare pentru mișcări de întoarcere de scurtă durată și unități de comandă hidraulice.

SERVOMOTOARELE PENTRU MISCARI DE INTOARCERE DE SCURTA DURATA

Sînt executate conform principiului de motor ORBIT(R). Sînt peste 100 de tipuri în execuții diferite, avînd momente de la 0-230 daNm (~ kpm), turații de la 0-1 000 rot/min, capacitate de la 0-64 kW (87 CP) și presiune de pînă la 260 bari.

Utilizare: în toate domeniile industriei constructoare de mașini.

CUPON

Vă rugăm să ne trimiteți materiale de informare despre:

☐ motoare hidraulice;
☐ componente din mecanismul de comandă;
☐ acționări hidrostatice.

NUMELE _____

PROFESIA _____

FIRMA _____

ADRESA _____

Danfoss

DANFOSS A/S
DK 6430 Nordborg
Dänemark

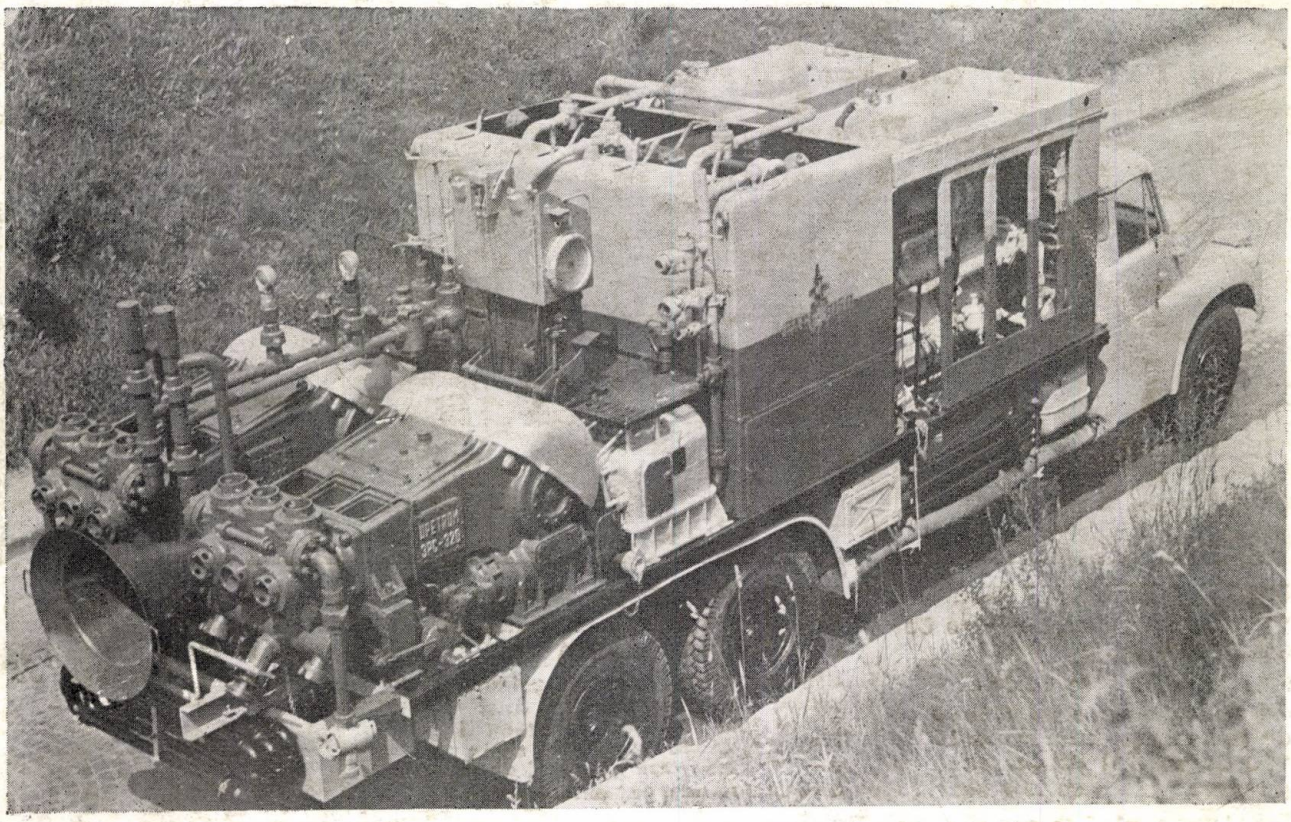
PUBLICOM

RÉALISATIONS
de prestige de la construction de machines
DE LA ROUMANIE

1978 SEP 14

Groupe de cimentation et de fissuration 2 ACF-1050

exécutée par les usines « 1 Mai » de Ploiești



conçu en vue d'effectuer, aux puits de pétrole ou de gaz, les opérations spéciales qu'exige le pompage des fluides à grand débit et pressions très hautes

- Deux pompes triples à pistons de haute pression
- Commandes — centralisées
- Puissance hidraulique — 600 ch
- Pression de travail pour véhiculer des fluides à un début maximal — 1 050 bars / 85 l/sec
- Reservoir — 4 000 l
- Mixer à jet a trois buses pour cimentation, capacité de préparation du ciment sec — 100 t/h

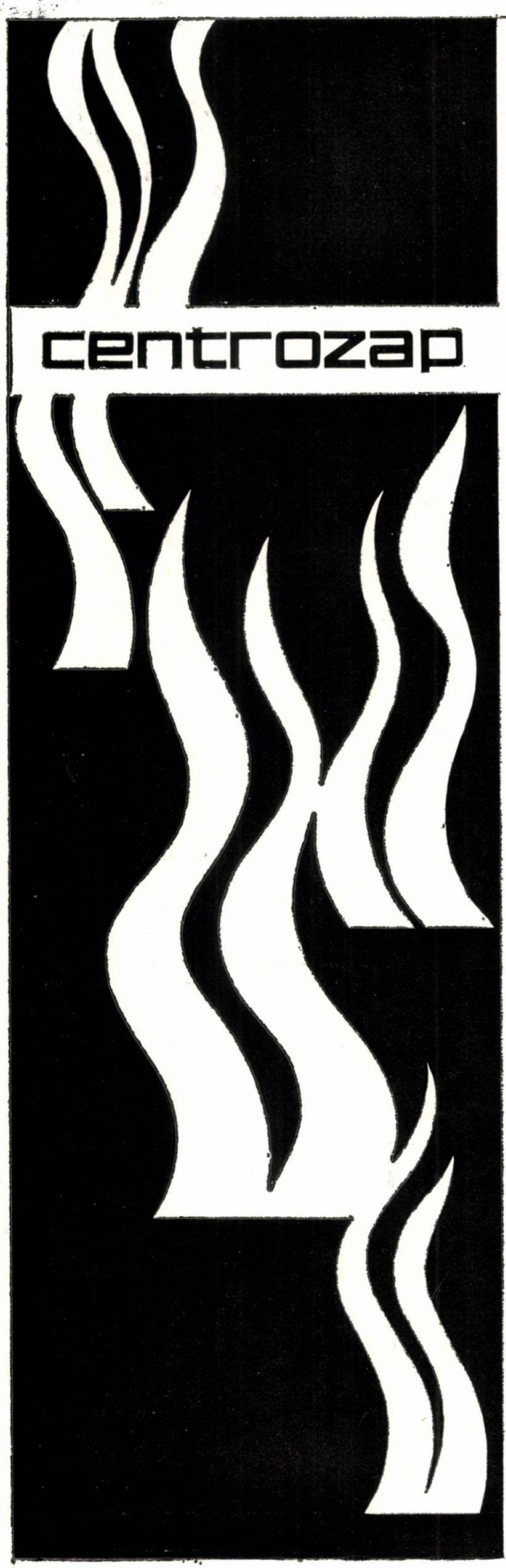
E 3279

REFERALVA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

6

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ IUNIE ■ 1978



ÎNTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

40—036 Katowice, Ligonia 7, Polonia
Căsuța poștală: 825 Telex 0312—416
Telefon: 513—401

Oferă pentru o gamă largă de:

INSTALAȚII DE VENTILARE destinate pentru:
- uscare prin flux de aer cald sau de gaze de ardere;
- insuflare în focare și cuptoare industriale;
- aspirarea gazelor combustibile în cuptoare industriale și cazane de abur;
- aerisirea galeriilor de mină, a atelierelor și a halelor industriale, a navelor, a sălilor de spectacol, a atelierelor meșteșugărești, a depozitelor.

INSTALAȚII DE CLIMATIZARE bazate în cea mai mare parte pe licențe franceze, din care:
- centrale de climatizare cu un randament între 40 000—160 000 m^3/h;
- aparate de suprasaturare nefixate la sol, cu un randament între 3 000—40 000 m^3/h — destinate cu precădere industriei textile;
- instalații de condiționare a aerului, de tipul „sub fereastră";
- instalații de condiționare a aerului pentru cabinele podurilor rulante;
- sisteme de climatizare automate pentru industria ușoară.

INSTALAȚII DE DESPRĂFUIRE, CU:
- saci filtranți;
- electrofiltre sau filtre cu insuflare intermitentă;
- filtre uscate sau umede;
- cicloane, multicicloane și altele;
- instalații pentru absorbția gazelor anorganice și purificarea catalitică a gazelor.

Echipamentele menționate mai sus sînt furnizate cu planul și instalațiile complete pentru desprăfuirea sau purificarea gazelor sau aerului, destinate industriei siderurgice, turnătoriilor, industriei chimice, industriei prelucrătoare și industriei energetice. Efectuăm și analize ale gradului de poluare a atmosferei și a zonelor de protecție sanitară în întreprinderi industriale.

publicom

1978 CCD 1 8

OBSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 6, IUNIE 1978

CUPRINS

METODE DE PROIECTARE CU CALCULATORUL
(Lucrări prezentate la al II-lea Simpozion Internațional TMM-IFToMM)

MANOLESCU, N. I., TEMPEA, I. : **Al II-lea Simpozion Internațional TMM-IFToMM**

1. *Mecanisme plane*

MANOLESCU, N. I., MARTINEAC, A., POPA, G. : **Studiul structural al mecanismelor de pliere a tobelor pentru confecționat anvelope.** 267

POPA, G., MARTINEAC, A., MANOLESCU, N. I. : **Metodă de proiectare numerică a mecanismelor tobelor pentru confecționat anvelope.** 270

HANDRA-LUCA, V. : **Studiul mecanismelor cu cursă reglabilă.** 276

POPESCU, I. : **Algoritme și programe pentru analiza matriceală a mecanismelor plane.** 282

2. *Mecanisme spațiale*

VOINEA, R., FRĂȚILĂ, MARIANA : **Contribuții la optimizarea suspensiei automobilelor.** 287

CRUDU, I., ORĂNESCU, A., BUMBARU, S. : **Optimizarea mecanismului cu șaibă oscilantă în vederea extinderii aplicabilității.** 295

ALEXANDRU, P., VIȘA, I. : **Interdependențe cinematice în mecanismul de direcție și suspensie — mecanism variabilă și trei grade de mobilitate parțiale.** 300

BUDA, L. : **Studiul cinematic al mecanismelor de la dispozitivele de înclinare a cutiei vehiculelor de cale ferată, la circulația în curbe.** 307

IONESCU, T., MANOLESCU, N. I. : **Criterii teoretice și experimentale de analiză geometrică a transmisiilor cardanice de la locomotive.** 311

3. *Mecanisme complexe*

DEMIAN, T., ALEXANDRESCU, N. : **Element logic cu membrane sferice.** 319

Revista apare sub îndrumarea :
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu
Consultant științific : Dr. ing. Iosif Tempea

SUMAR

CZ : 621—231

Manolescu, N. I., Martineac, A. V., Popa, G.: **Studiul structural al mecanismelor de pliere a tobelor pentru confecționat anvelope.**

În lucrare se studiază structura mecanismelor-motor plane (Mmp) și plane articulate (Mmpa) aflate în structura tobelor pentru confecționarea anvelopelor. Se demonstrează că ele provin din LC pe 10/206 cu $e = 10$ elemente, $c = 13$ articulații, $L_3 = 4$ pentru toba cu patru bacuri (T4b) și din LCpa 10/206 amplificat cu două grupe ASSUR („diadă" cu o cuplă superioară) pentru toba cu 6 bacuri. În încheiere se arată că un Mpa poate proveni și prin transformarea uneia din articulații simple într-una dublă prin legarea acesteia la baza care nu face parte din structura LCpa.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 6, p. 267, 2 fig., 6 ref.

CZ : 621—231.001.2

Popa, G., Manolescu, N. I., Martineac, A.: **O memetodă de proiectare numerică a mecanismelor de pliere pentru confecționat anvelope.**

În lucrare este prezentată o metodă analitică de proiectare a mecanismului motor plan articulat cu 10 elemente, folosit în industria anvelopelor. Mersul de calcul, relațiile determinate și verificările sînt concepute special pentru rezolvarea pe calculator numeric. Este prezentată organizarea calculului și sub formă de ordinogramă.

Construcția de mașini, 30 (1978) nr. 6, p. 270, 7 fig., 3 ref.

CZ : 621—231

Handra-Luca, V.: **Studiul mecanismelor cu cursa reglabilă.**

Mecanismele cu cursă reglabilă se folosesc în acele instalații în care elementul condus execută o mișcare de dute-vino și a cărui cursă poate fi modificată în timpul funcționării. Cursa se schimbă de la valoarea zero (elementul condus este în repaus) pînă la o valoare maximă prin reglarea unei cuple ce leagă un element cinematic de batiu. Starea cinematică a elementului condus se modifică de la o reglare la alta și în funcție de curba pe care se mișcă cupla ce se reglează. Studiul cinematic al mecanismelor cu cursă reglabilă cu ajutorul funcțiilor de transmitere oferă posibilitatea programării pe calculator.

Constructia de masini, 30 (1978) nr. 6, p. 276, 7 fig., 10 ref.

CZ : 530.1 : 621—231

Popescu, I.: **Algoritme și programe pentru analiza matriceală a mecanismelor plane.**

Se prezintă o metodă analitică completă, bazată pe calculul matriceal, pentru analiza cinematică, cinetostatică și dinamică a mecanismelor plane. Pentru elementele conducătoare și grupele cinematice se scriu ecuațiile pentru deplasări, viteze, accelerații, forțe de inerție și reacțiunile din cuple. Din calculele și programele realizate, prezentate detaliat în [2], se exemplifică cu diada de aspectul 4.

Constructia de masini, 30 (197) nr. 6, p. 282, 8 fig., 2 ref.

CZ : 621.113/.114

Voinea, R., Frățilă, Mariana: **Contribuții la optimizarea suspensiei automobilelor.**

Lucrarea urmărește optimizarea suspensiei unui autoturism pentru obținerea unui confort îmbunătățit, studiind efectul forțelor perturbatoare de drum asupra pasagerilor. Este analizată influența diferiților parametri ai suspensiei asupra confortului și siguranței circulației. Rezultatele obținute pe calculatorul numeric FELIX C 256 permit să se tragă concluzii asupra posibilităților de realizare a unor suspensii confortabile. În lucrare sînt prezentate organigrame pentru studiul oscilațiilor aleatoare și pentru optimizarea suspensiei automobilelor. Se are în vedere obținerea soluției optime de corelare a arcurilor și amortizoarelor care să asigure confort maxim pentru pasageri, fără să scumpească construcția și fără să mărească sarcinile admise pe roți.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 6, p. 287, 6 fig., 1 tab., 6 ref.

CZ : 621—231.001.2

Crudu, I., Orănescu, A., Bumbaru, S.: **Optimizarea mecanismului cu șaiba oscilantă în vederea extinderii aplicabilității.**

Aplicînd metodica propusă în [2] — [6], în lucrarea de față se prezintă ecuațiile pentru calculul parametrilor cinematici și cinetostatici ai unui mecanism cu șaibă oscilantă care să permită aplicarea acestuia și la alte tipuri de mașini decît numai la mașinile de recoltat cereale și motocositoare.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 6, p. 295, 3 fig., 7 ref.

CZ : 621—231 : 621.113/.114

Alexandru, P., Vișa, I.: **Interdependențe cinematice în mecanismul de direcție și suspensie-mecanism cu structura variabilă și trei grade de mobilitate parțiale.**

La mecanismul spațial complex, compus din mecanismul de direcție și de suspensie al roților directoare (ale automobilelor), se stabilesc :

— situațiile funcționale determinate de cele trei grade de mobilitate parțiale și structură variabilă ;
— relațiile de calcul ale tuturor parametrilor cinematici ai mecanismului spațial de suspensie ;
— legea de transmitere a mecanismului spațial de direcție, mecanism cu bază variabilă ;
— influența cinematică a mecanismului de suspensie asupra mecanismului de direcție.

Construcția de mașini, 30 (1978) nr. 6, p. 300, 6 fig., 2 tab., 6 ref.

CZ : 621—231 : 625.2.002.1

Buda, L.: **Studiul cinematic al mecanismelor de la dispozitivele de înclinare a cutiei vehiculelor de cale ferată la circulația în curbe.**

Se analizează din punct de vedere cinematic mecanismele utilizate în acest scop, atît în țară, cît și în străinătate. Pe baza rezultatelor obținute se trag concluzii ce pot fi utile la proiectarea unor noi mecanisme care să corespundă mai bine cerințelor.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 6, p. 307, 6 fig., 5 tab., 4 ref.

CZ : 625.28.001.4

Ionescu, Th., Manolescu, N. I.: **Criterii teoretice și experimentale de analiză geometrică a transmisiilor cardanice de la locomotive.**

În lucrare se efectuează analiza geometrică teoretică a domeniului de existență și funcționare a transmisiilor cardanice de la locomotivele diesel-hidraulice în condițiile proprii exploatării acestora la calea ferată, prezentîndu-se apoi metoda experimentală de analiză și verificare.

Rezultatele utile în aceea ce privește stabilirea unor metodologii de analiză teoretică și experimentală a geometriei transmisiilor cardanice de la locomotivele diesel-hidraulice creează deasemenea baza analizei cinematice și dinamice a funcționării acestor transmisii.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 6, p. 311, 12 fig., 7 tab., 6 ref.

CZ : 621—231

Demian, T., Alexandrescu, N.: **Element logic cu membrane sferice.**

Lucrarea prezintă un element logic cu echipaj mobil compus din două membrane sferice. După ce se studiază și analizează comportarea mecanică a membranelor sferice, se prezintă particularitățile constructiv-funcționale conferite elementelor logice concepute cu astfel de membrane. În final se analizează procesul de comutație a elementului logic universal în realizarea celei mai complete funcții logice — CONJUNCȚIA, prezentîndu-se principalele performanțe tehnice pe care le realizează elementul logic.

Construcția de mașini, 30 (1978) nr. 6, p. 319, 12 fig., 1 tab., 3 ref.

CONTENTS

DC : 621—231

Manolescu, N. I., Popa, C. G., Martineac, A.: **The structural study of the tyre drum mechanisms.**

The paper deals with the structure of the (Mmp) motor-plane mechanisms and of the (Mmpa) linkages, found in the structure of the tyre drum mechanisms. The authors demonstrate that these mechanisms derive from the LCpa 10/206 with $e = 10$ links, $c_5 = 13$ pairs, $L_3 = 4$ for tyre drums with four elements and from the LCpa 10/206 amplified with two dyodes for tyre drums with six elements. Finally, they demonstrate that a Mpa may derive by transforming of a simple pair into a double one connecting it at the basis, which is not in the LCpa structure.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 267, 2 fig., 6 ref.

DC : 621—231.001.2

Popa, G., Manolescu, N. I., Martineac, A.: **A method for the numerical design of folding mechanisms meant to produce types.**

The present paper forwards an analytical method for the projecting of planar driving 10 — links mechanism generally used in the tyre industry. The calculation way, determined relationships and the verifications are specially conceised for the numerical computer. The organization of the calculation — process is also presented under the form of an ordinogram.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 270, 7 fig., 3 ref.

DC : 621—231

Handra-Luca, V.: **The study of the adjustable stroke mechanisms.**

The adjustable stroke mechanisms are used in the equipments whitch require translational motion of adjustable amplitude during the work at the driven link. The stroke is adjusted from zero value (the driven link remains still) to a maximal one by means of a joint between the link and the fixed frame. The kinematics of the driven link is different from an adjustment to another as a function of the curve on which the adjusted joint moves, too. The use of the transmission function on the study of the kinematics of the adjustable stroke mechanisms offers large possibilites for computerization.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 276, 7 fig., 10 ref.

DC : 530.1 : 621—231

Popescu, I.: **Algorithms and programms for matriceal analysis of plane mechanisms.**

In presented an analytic complete method, based en the matriceal calculus for the kinematic, kinetostatic and dynamic analysis of plane mecanisms. For the input links and the kinematic groups are written the equations for displacements, speeds, accelerations, inertia forces and reaction forces in jeints. From the calculus and the programms, presented detailed in [2] is cleared up with the dyad of aspect 4.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 282, 8 fig., 2 ref.

DC : 621.113/.114

Voinea, R., Frăţilă, Mariana: **contributions to the optimizing of the motor-car suspension.**

The paper has in view the optimizing of the motor-car suspension system for obtaining better comfort by studying the road disturbing forces impact upon passengers. It analyses the influence of different suspension parameters upon the comfort and the safety of the traffic. The results, obtained using a digital computer FELIX C-256, show the possibilities of achieving comfortable suspensions. In the paper the programmes for the study of random vibrations and for the optimizing of the motor-car suspension (by means of a digital computer) are presented. The authors tried to find the best solution for correlating the springs and dampers ensuring the maximum passenger comfort, without raising the cost and without exceeding the allowable wheel loads.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 287, 6 fig., 1 tab., 6 ref.

DC : 621—231.001.2

Crudu, I., Orănescu, A., Bumbaru, S.: **The optimization of the oscillatory disc mechanism for extending thése applications.**

The methods proposed in the works [2] — [6] are used to develop the equations for the determination of kinematic and kinetostatic parameters of the oscillatory disc mechanism in the aim to use it not only for farming machineries, but also for other machines.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 295, 3 fig., 7 ref.

DC : 621—231 : 621.113/.114

Alexandru, P., Vişa, I.: **Kinematic relationships in the steering and suspension linkage one with variable structure and three partial degrees of freedom.**

The following are established for the complex space linkage made up of the steering and suspension mechanisms (of automobiles) :

— functioning cases determined by the three partial degrees of freedom and variable structure ;
— calculation relations of all the kinematic parameters of the suspension space linkage ;
— the law of transmission of the variable base steering space linkage ;
— kinematic influence of the suspension mechanism on the steering linkage.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 300, 6 fig., 2 tab., 6 ref.

DC : 621—231 : 625.2.002.1

Buda, L.: **The cinematical study of the railway vehicles-box inclination devices during the circulation in curves.**

They analyse, in cinematical point, the mechanisms used with this view in our country and abroad. Relying on the results obtained, conclusions are drawn that can be useful in the project of new mechanisms, which better correspond to the imposed conditions.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 307, 6 fig., 5 tab., 4 ref.

DC : 625.28.001.4

Ionescu, Th., Manolescu, N. I.: **Theoretical and experimental criteria of geometric analysis of locomotive cardan shaft transmission.**

The work is concerned with the theoretical geometric analysis of the existence-working domain of diesel hydraulic locomotive cardan shaft transmission under normal conditions of exploitation on the railway. The experimental method of analysis and testing follows. The useful results in establishing the theoretical and experimental analysis methologies of the geometry of cardan shaft transmission with diesel hydraulic locomotives are also at the base of the cinematic and dynamic analysis of the operation of these transmissions.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 311, 12 fig., 7 tab., 6 ref.

DC : 621—231

Demian, T., Alexandrescu, N.: **Logical element with spherical diaphragm.**

A pneumatic logical element with two spherical diaphragms is presented in this paper. After the study of working conditions of this kind of diaphragms, there, are presented the functional characteristics of the logical element. Finally, is investigated the commutation process of logical element for the logical function „AND" — the most complete function.

Construcţia de maşini, 30 (1978) nr. 6, p. 319, 12 fig., 1 tab., 3 ref.

SOMMAIRE

CD : 621—231

Manolescu, N. I., Popa G. C., Martineac, A. V. : **Étude structurel des mécanismes utilisés pour la confection des enveloppes.**

L'article présente la structure des mécanismes moteurs plans (Mmp) et plans articulés (Mmpa) qui forment la structure des machines (T4b et T6b) pour la confection des enveloppes. On démontre que ces Mpa proviennent du LCpa 10/206 avec $e = 10$ éléments cinématiques, $c_5 = 13$ articulations, $L_3 = 4$ pour la T4b et du LCpa 10/206 amplifié avec deux groupes cinématiques ASSUR (un élément cinématique avec un cuple inférieur et un supérieur) pour le T6b. En conclusion, on montre q'un Mpa peut être obtenu aussi par la transformation d'une articulation simple en articulation double par sa liaison à un élément fixe qui ne fait pas partie de la structure du LCpa.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 267, 2 fig., 6 ref.

CD : 621—231.001.2

Popa, C. G., Manolescu, N. I., Martineac, A. : **Une méthode de projection numérique des mécanismes utilisés dans la construction de machine pour la confection des enveloppes.**

L'article présente une methode analytique pour la projection d'un mecanisme moteur plan articulé avec 10 elements, utilisé dans l'industrie des enveloppes. Le cours de calcul, les rélations détérminées et les vérifications ont été conçus spécialement pour obtenir la solution à l'aide d'un calculateur numérique. La sisthématisation du calcul est présentée sous forme d'organigramme.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 270, 7 fig., 3 ref.

CD : 621—231

Handra-Luca, V. : **Étude des mécanismes à course réglable.**

On utilise les mécanismes à course réglable aux installations où l'élément conduit exécute un mouvement de va-et-vient et dont la course peut être modifiée pendant le fonctionnement. La course varie de la valeur zéro (l'élément dirigé est en repos) jusqu'à une valeur maximum, par le réglage d'un couple reliant un élément cinématique au bâti. L'état cinématique de l'élément conduit se modifie d'un réglage à l'autre, encore en fonction de la courbe sur laquelle le couple qu'on règle se meut. L'étude cinématique des mécanismes à course réglable offre par les fonctions de transmission la possibilité de programmation à l'aide du calculateur.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 276, 7 fig., 10 ref.

CD : 530.1 : 621—231

Popescu, I. : **Algorithmes et programmes pour l'analyse matriceále des mécanismes planes.**

On présente une méthode analytique complète, basée sur le calcul matricéal, pour l'analyse cinématique, cinétostatique et dynamique des mécanismes planes. Pour les éléments quides et les groupes cinématiques on écrit les équations pour les déplacements, vitesses, accélérations, forces d'inertie et réactions des couples. Des calculs et programmes réalisés, présentés en détail en [2], on exemplifie avec la diade de l'aspect 4.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 282, 8 fig., 2 ref.

CD : 621.113/.114

Voinea, R., Frăţilă, Mariana : **Contributions à l'optimisation de la suspension des automobiles.**

L'ouvrage poursuit l'optimisation de la suspension d'une voiture de tourisme pour l'obtention d'un confort amélioré, en étudiant l'effet des forces perturbatrices de la route sur les passagers. On analyse l'influence des différents paramètres de la suspension sur le confort et la sûreté de la circulation. Les résultats obtenus sur le calculateur numérique FELIX C-256 permettent de conclure sur les possibilités de réaliser des suspensions confortables. Dans l'ouvrage on présente des organigrammes pour l'étude des oscillations aléatoires et pour l'optimisation de la suspension des automobiles. On envisage l'obtention de la solution optimale de corrélation des ressorts et des amortisseurs qui assurent le confort maximum pour les passagers, sans augmenter le prix de la construction et les charges admises sur les roues.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 287, 6 fig.,1 tab., 6 ref.

CD : 621—231.001.2

Crudu, I., Orănescu, A., Bumbaru, S. : **L'amélioration du mécanisme à rondelle oscillante en vue de l'extension des applications.**

En appliquant la méthodique proposée en [2] — [6], cet ouvrage présente les équations pour le calcul des paramètres cinématiques et cinétostatiques d'un mécanisme à rondelle oscillante qui permet l'application de ce même mécanisme non seulement aux machines pour la récolte des céréales et aux motofaneuses, mais aussi à d'autres types de machines.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 295, 3 fig., 7 ref.

CD : 621—231 : 621.113/.114

Alexandru, P., Vişa, I. : **Interdépendances cinématiques dans le mécanisme de direction et suspension — mécanisme à structure variable et à trois degrés de mobilité partielle.**

Dans le mécanisme spatial complexe, composé du mécanisme de direction et de suspension des roues directrices (des automobiles), on établit :

— les situations fonctionnelles déterminées par les trois degrés de mobilité partielle et par le structure variable ;
— les relations de calcul de tous les paramètres cinématiques du mécanisme spatial de suspension ;
— la loi de transmission du mécanisme spatial de direction, mécanisme à base variable ;
— l'influence cinématique du mécanisme de suspension sur le mécanisme de direction.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p.300, 6 fig., 2 tab., 6 ref.

CD : 621—231 : 625.2.002.1

Buda, L. : **Étude cinématique des mecanismes des dispositifs d'inclinaison de la boîte des vehicules de voie ferrée dans la circulation dans les courbes.**

On y fait l'analyse du point de vue cinématique des mécanismes utilisés dans ce but chez nous et dans l'étranger. En fonction des résultats obtenus, on tire des conclusions qui peuvent être utiles dans l'exécution des projets des quelques mécanismes nouveaux qui correspondent mieux aux conditions imposées.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 307, 6 fig., 5 tab., 4 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621—231

Manolescu, N. I., Popa, C. G., Martineac, A.: **Das strukturelle Studium der Mecanismen für die Zusammenlegung der Trommel für die Reifenherstellung.**

Die Arbeit befasst sich mit der Ebenengetriebe und Ebenengelenkgetriebe die sich in der für die Reifenherstellung nötigen Struktur befinden. Es wird gezeigt dass sie aus den Zehnenenekinematische Kette 10/206 stammen [3] und zwar :

— mit $c_5 = 13$ und Freiheitsgrad $L_3 = 4$ für die Trommel mit vier Backen (T_4b) ;
— aus 10/206 vergrössert mit zwei ASSUR Gruppen für die Trommel mit 6 Backen.

Schlussfolgernd wird gezeigt dass ein Ebenegelenkgetriebe auch aus der Umwandlung eines Einfachgelenks in ein dippettes gelenk, hervorgehen kaun.

Construcţia de maşini, 30 (1978) Nr. 6, S.267, 2 Bild., 6 Lit.

DK : 621—231.001.2

Popa, C. G., Manolescu, N. I., Martineac, A.: **Die Massynthese der Getriebe der Reifenindustrie mit Hilfe des Computers.**

In der Arbeit wird eine analytische Entwurfs-Methode eines Zehngliedrigengetriebes dargestellt, welches in der Reifenindustrie Verwendung hat. Der Rechengang, der von den Autoren bestimmter Beziehungen und der Nachprüfungs-Kalculus sind speziell für Computer entworfen. Der Rechnungsweg ist auch in Form von Ordinogramm vorgeführt.

Construcţia de maşini 30 (1978). Nr. 6, S. 270, 7 Bil.d, 3 Lit.

DK : 621—231

Handra-Luca, V.: **Studium der Getriebe mit stufenlos Verstellbarem Hub.**

Die Getriebe mit stufenlos verstellbarem Hub werden bei solchen Anlagen verwendet, bei denen das Abtriebsglied eine Hin — und Herbewegung ausführt und dessen Hub während des Betriebes verändert werden kann. Der Hub ändert sich von Null (Abtriebsglied in Ruhe) bis zu einem Höchstwert durch Regeln eines Kinematischer Gliedes welches mit dem Gelenk verbunden ist. Der kinematische Zustand des Abtriebsgliedes wechselt von einer Regelung zur anderen auch in Abhängigkeit von der Kurve, auf der sich das zu regelde Gelenk bewegt. Das kinematische Studium von Getrieben mit stufenlos verstellbarem Hub mit Hilfe der Uebertragungsfunktionen bietet die Möglichkeit der Programmierung für Rechenmaschinen.

Construcţia de maşini, 30 (1975). Nr. 6, S. 276, 7 Bild., 10 Lit.

DK : 530.1 : 621—231

Popescu, I.: **Algorhytmen und Programme für die matrizeale Analyse der ebenen Getriebe.**

Es wird die analytische vollständige Methode vorgestellt, die auf die matrizeale Rechnung beruht, für die kinematische, kinetostatische und dynamische Analyse der Ebenen Getriebe. Für die Leitelemente und die kinematischen Gruppen werden die Gleichungen geschrieben für Verschiebungen, Geschwindigkeiten, Beschleunigungen, Trägheitskräfte und Kupplungsreaktionen. Aus den verwirklichten Berechnungen und Programmen, die in [2] ausführlich dargestellt wurden, werden mit der Dyade vierten Aspekts exemplifiziert.

Construcţia de maşini, 30 (1975). Nr. 6, S. 282, 8 Bild., 2 Lit.

DK : 621.113/.114

Voinea, R., Frăţilă, Mariana: **Beitrag zur Optimierung der PKW-Aufhängungen.**

Die Arbeit verfolgt die Optimierung der Aufhängung eines Personenkraftwagens, zwecks Erreichung eines verbesserten Konforts, dabei wird der Effekt der durch den Weg hervorgerufenen Erregerkräfte auf die Passagiere untersucht. Es wird der Einfluß der verschiedenen Parameter der Aufhängung auf Fahrkonfort und — Sicherheit analysiert. Mit Hilfe der, auf einem numerischen Rechner des Typs FELIX C-256 erhaltenen Ergebnisse, können Schlußfolgerungen gezogen werden, wie konfortable Aufhängungen gebaut werden können. In der Arbeit werden Organigramme für die Untersuchung aleatorischer Schwingungen und für die Optimierung der PKW-Aufhängungen angegeben. Es wird die Auffindung der besten Korrelationslösung der elastischen mit den dämpfenden Elementen verfolgt, welche den höchsten Konfort der Fahrgäste sichert, ohne die Konstruktion zu verteuern und ohne, die pro Rad zulässigen Kräfte zu erhöhen.

Construcţia de maşini, 30 (1978). Nr. 6, S. 287, 6 Bild., 1 Taf., 6 Lit.

DK : 621—231.001.2

Crudu, I., Orănescu, A., Bumbaru, S.: **Die Optimisierung des Mechanismus mit schwingender Scheibe zur Vergrösserung seiner Anwendbarkeit.**

Für die Aufstellung der kinematischen und kinetostatischen Zeichungen des Mechanismus, mit schwingender Scheibe zum Zwecke seiner Verwendung nicht nur bei Getreideernte — sondern auch bei anderen Maschinen, geht man von der in [2] — [6] dargelegten Methode aus.

Construcţia de maşini, 30 (1978). Nr. 6, S. 295, 3 Bild,, 7 Lit.

DK : 621—231 : 621.113/.114

Alexandru, P., Vişa, I.: **Kinematische Wechselbeziehungen in Lenkungs — und auf Hängungsgetriebe — einem Getriebe mit veränderlicher Struktur und drei partiellen Mobilitätsgraden.**

Beim dem aus dem Lenkungs — und Aufbäugungsgetriebe der Lenkräder (des Laftkrafwagens) bestehenden komplexen räumlichen Getriebe wird bestimmt :

— die durch die drei partiellen Mobilitätsgrade und durch die variable Struktur bestimmten functionalen Situationen ;
— die Kalkulationsverhältnisse aller kinematischen Parameter des räumlichen Aufhängungsgetriebes ;
— das Übertragungsgesetz des räumlichen Lenkungsgetriebes, das ein Getriebe mit veränderlicher Grundlage ist ;
— der kinematische Einfluss des Aufhängungsgetriebes auf das Lenkungsgetriebe.

Construcţia de maşini, 30 (1978). Nr. 6, S. 300, 6 Bild., 2 Taf., 6 Lit.

DK : 621—231 : 625.2.002.1

Buda, L.: **Kinematische Forschung der Getriebe und Vorrichtungen der Wagenkastenabbeugung füer Eisenbahn bei Kurvenfahrt.**

Man analysiert die Getriebe, vom kinematischen Gesichtspunkt, welche für diesen Zweck gebraucht werden können, sowohl im Inland als auch im Ausland. Auf Grund der erhaltenen. Rezultate zieht man folgende Schlaussfolgerungen, welche für din Projektierung anderer, neuerer Getriebe brauchbar sein können, Getriebe die besser den erforderten Bedürfnissen entsprechen sollen.

Construcţia de maşini, 30 (1978). Nr. 6, S. 307, 6 Bild.,5 Taf., 4 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 621-231

Манолеску, Н. И., Попа, Г., Мартинеак, А.: **Структуральное исследование складных механизмов**

В работе исследуется структура плоских и плоско-шарнирных мотор-механизмов, находящихся в структуре барабанов для изготовления покрышек. В работе показано, что они происходят из *LC*-10/206 с $e=10$ элементами, $C_5=13$ шарнирами, $L_3=4$ для барабана с 4 баками (T_4b) и из *LCpa* 10/206, усиленных двумя группами *ASSUR* („диад" с верхней связью) для барабана с 6 баками. В работе демонстрируется, что *Mpa* может происходить путём превращения простого шарнира в двойной посредством его связи с базой. которая не является частью ствруктуры *LCpa*.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр. 267, 2 рис., 6 лит.

ДК: 621-231.001.2

Попа, Г., Манолеску, Н. И., Мартинеак, А: **Метод цифрого проектирования сгибающих механизмов для производства покрышек.**

В работе представлен аналитический метод проектирования ведущего плоско-шарнирного механизма с десятью элементами, используемый при производстве покрышек, процедура расчёта, выведенные отношения и контролы специально предназначены для решения на ЭВМ. расчёт представлен и в форме ординограммы.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр. 270, 7 рис., 3 лит.

ДК: 621-231

Хандра-Лука, В.: **Исследование механизмов с регулируемым ходом.**

Механизмы с регулируемым ходом используются в тех устройствах, в которых ведомое звено совершает возвратно-поступательное движение и ход которого можно изменять во время работы механизма. Ход изменяется от ноля (ведущее звено в покое) до максимального значения путём регулирования одной кинематической пары, которая связывает звено с шатуном.

Кинематичесчое состояние ведомого звена изменяется от одног регулирования до другого так же в зависимости от кривой, по которой перемещается регулирующая кинеатическая пара. Кинематическое исследование механизмов с регулируемым ходом при помощи передаточных функций позволяет их программировать на электронной вычислительной машине.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр. 276, 7 рис., 10 лит.

ДК: 530.1: 621-231

Попеску, И.: **Алгорифмы и программы для матричного анализа плоских механизмов.**

Представляется полный аналитический метод, основанный на матричном исчислении, для кинематического и динамического анализа плоских механизмов. Для ведущих элементов и кинематических групп указываются уровнения для передвижения, скорости, ускорения, сил инерций и противодействий муфт. Из выполненых счислений и составленных программ указанных детально в [2], поясняется диадой вида 4.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр. 282, 8 рис., 2 лит.

ДК: 621.113/.114

Войнеа, Р., Фрэцилэ, Марияна: **К оптимизации подвески автомобилей.**

Рапота соискивает оптимизацию подвески легковика (автотуризма) с целью получения улучшенной комфортабельности, исследуя эффект дорожных возбуждающих сил на пассажиров. Разбирается влияние различных параметров подвески на комфортабельность и надёжность разъозда. Полученные результаты на ЦЭВМ FELIX-T-256 позволяют сделать выводы относительно возможностей осуществления комфортабельных подвесок. В работе представлфются органиграммы для изучения устраняемых колебаний и для оптимизации подвески автомобиля. Имеется в виду получение найлучшего решения карреляции пружин и амортизаторов, обеспечивающих максимальную комфортабельность для пассажиров без повышения себестоимости конструкции и без увеличения значений допустимых нагрузок на колёса.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр. 287, 6 рис., 1 таб., 6 лит.

ДК: 621-231.001.2

Круду, И., Орэнеску, Н., Бумбару, С: **Оптимизация механизма с колеблющейся шайбой, ввиду расширения области применения.**

Применяются методы, предложенные в [2] — [6], для вывода уравнений, расчёта кинематических и кинетостатических параметров механизма с колеблющейся шайбой, ввиду его применения не только на хлебоуборочных машинах, но и на других видах машин.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр. 295, 3 рис., 7 лит.

ДК: 621-231: 621.113/.114

Александру, П., Виша, И.: **Кинематические взаимозависимости управления и подвески-механизм с переменной структурой и с тремя градусами частичной подвижности**

При сложном пространственном механизме управления, составленым из механизма управления и подвески управляемых колёс (автомобилей) устанавливают:

— функциональные ситуации, вызываемые тремя градусаму частичной подвижности и переменной структурой;

— расчётные управления всех кинематических параметров пространственного механизма подвески;

— закон передачи пространственного механизма управления, механизм с переменной базой:

— кинематическое влияние механизма подвески на механизм управления.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр.300, 6 рис., 2 таб., 6 лит.

ДК: 621-231: 625.2.002.1

Буда, Л.: **Кинематические изучение механизмов устройства крена корпусов железнодорожных вагонов при движонии по кривой.**

Исследуются механизмы, с кинематической точки зрения используемые для этой цели как в стране, так и за границей. На основе палученных результатов подводятся выводы, которые могут быть использованны при проектировании некоторых новых механизмов, соответствующх в бальшой степени предъявленным условиям.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 6, стр., 307, 6 рис., 5 таб., 4 лит.

CD : 625.28.001.4

Ionescu, Th., Manolescu, N., I. : **Considérations théoriques et experimentales d'analyse géometrique des transmissions par cardan aux locomotives.**

Dans l'ouvrage on éffectue l'analyse géometrique théorique du domaine d'existence et fonctionnement des transmissions par cardan aux locomotives diesel hydrauliques dans leur propres conditions d'exploitation au chemin de fer, en présentant ensuite la méthode experimentale d'analyse et de vérification. Les résultats utiles en ce qui concerne l'etablissement des méthodologies d'analyse théorique et experimentale de la géometrie des transmissions par cardan sur les locomotives diesel hydrauliques créent aussi la base des analyses cinématiques et dynamiques du functionnement de ces transmissions.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 6, p. 311, 12 fig., 7 tab., 6 ref.

CD : 621—231

Demian, T., Alexandrescu, N. : **Élément logique avec des membranes sphériques.**

L'ouvrage présente un élément logique á équipage mobile qui est formé de deux mémbranes sphériques. Après l'étude et l'analyse du comportement mécanique des membranes sphériques, on présente les particularités constructif-fonctionnelles conferées aux elements logiques dotés avec cette sorte de membranes. Finalement on analyse le processus de comutation de l'élément logique universel pour la réalisation de la plus complète fonction logique — LA CONJONCTION, en présentant les principales pérformances tehniques realisées par l'élément logique.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr.6, p. 319, 12 fig., 1 tab., 3 ref.

DK : 625.28.001.4

Ionescu, T., Manolescu, N. I. : **Theoretische und experimentelle Kriterion zur geometrischen Analyse der Lokomotiv — Gelenkgetrieben.**

Die Arbeit zeigt die theoretisch-geometrische Analyse des Existenz — und Funktionsbereichs der Kreuzgelenkübertragung bei hydraulischen Diesellokomotiven in den spezifischen Betriebsbedingungen bei der Eisenbahn, und zusatzlich, wird die experimentelle Analyse — und Prüfmethode vorgestellt. Nützliche Resultate, zur Festlegung einer Methodik der theoretischen und experimentellen Analyse der Geometrie der Kreuzgelenkübertragung von hydraulischen Diesellokomotiven schaffen eine Grundlage für kinematische und dynamische Analysen des Funktionierens dieser Übertragungen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 6, S. 311, 12 Bild.,7 Taf., 6 Lit.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ATTENTION

Les lecteurs étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM — Serviciul — export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

DK : 621—231

Demian, T., Alexandrescu, N. : **Logik Element mit spärischer Membrane.**

Die Arbeit stellt ein Logik — Element, mit Bewegungsteilen vor, welches zwei spärische Membranen besitzt. Nach dem Studium, und der mecanischen Analyse der spärichen membranen, werden functionell — konstructive Besonderheiten logischer Elemente, welche mit solchen Membranen vorgesehen sind, vorgestellt. Am Ende der Arbeit wird der Schaltprozess des Universell Logik Elements in der Erzielung der vollständigen Logik Funktion, — die KONJUNKTION — vorgestellt ; dabei werden die technischen Hauptleistungen des Logik Elements hervorgehoben.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 6, S. 319, 12 Bild, 1 Taf., 3 Lit.

ДК : 625.28.001.4

Ионеску, Тх., Манолеску, Н. И. : **Теоретическое и экспериментальное соображение геометрического анализа карданных передач локомотивов.**

В работе делается теоретический геометрический анализ области существования и функционирования карданных передач гидравлических дизельных локомотивов в условиях специфических их эксплуатаций по железным дорогам с представлением экспериментального метода анализа и проверки. Полезные результнты в установлении некоторых мотодологий теоротического и экспериментального анализа геометрии карданных передач гидравлических дизельных локомотивов, создаёт также базу кинематического и динамического анализа этих передач.

Construcţia de maşini, 30(1978), н. 6, стр. 311, 12 рис., 7 таб., 6 лит.

ДК : 621-231

Демиян, Т., Александреску, Н : **Логический элемент с сферическими мембранами.**

Представляется логический элемент с двумя сферическими мемпранами. После исследования механического свойства сферических мембранов, рассматриваются конструктивные и функциональные особенности логических элементов, в связи с применением в них этих мембранов. Анализируется процесс комутации логического элемента в осуществлении главной логической функции, основные технические характеристики.

Construcţia de maşini, 30(1978), н. 6, стр. 319, 12 рис., 1 таб., 3 лит.

ACHTUNG !

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ВНИМАНИЕ !

Читатели иностранных стран могут абонироваться при ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

Al II-lea Simpozion Internațional TMM-IFToMM București, R.S. România, 16-21 iunie 1977

Cel de al II-lea Simpozion Internațional IFToMM de mecanisme și metode de proiectare pe calculator (SYROM'77) s-a desfășurat între 16—21 iunie 1977 la București, fiind o continuare firească a primului Simpozion, care a avut loc cu patru ani în urmă (7—13 iunie 1973). Această manifestare științifică tinde să devină o tradiție în cadrul IFToMM, fiind prezentă între două Congrese mondiale ale Federației Internaționale pentru Teoria Mașinilor și Mecanismelor.

La organizarea Simpozionului SYROM'77 și-au adus contribuția Comisia Română pentru Teoria Mașinilor și Mecanismelor TMM-IFToMM în colaborare cu cele cinci cercuri teritoriale TMM-CJIT din Brașov, Cluj-Napoca, Iași, Galați, Timișoara, secțiile de TMM din Craiova și Ploiești precum și secția de cercetare și inginerie tehnologică mecanica solidelor a Institutului de fizică și tehnologia materialelor.

În această activitate, comitetul de organizare a fost sprijinit de Consiliul Național pentru Știință și Tehnologie (CNST), de Ministerul Industriei Construcțiilor de Mașini (MICM), de Ministerul Educației și Învățământului (MEI), de Institutul Central de cercetări în construcția de mașini (ICCCM), de Institutul Politehnic București (IPB) de Comisia Națională a Inginerilor și Tehnicienilor (CNIT) și de Federația Internațională pentru Teoria Mașinilor și Mecanismelor (IFToMM).

Cele 152 de lucrări înscrise la Simpozion au fost cuprinse în șase volume, fiind încadrate în trei secții :

— mecanisme plane articulate (Secția I, vol. I. 1 ; I. 2 ; I. 3) ;
— mecanisme spațiale (Secția II, vol. II) ;
— mecanisme complexe cu roți dințate, planetare, came, etc. (Secția III, vol. III. 1 și III. 2).

Din totalul de 152 un număr de 42 lucrări au fost elaborate de participanții din 11 țări membre și nemembre IFToMM, iar celelalte 110 lucrări aparțin specialiștilor români, cele mai multe fiind rezultate unor cercetări științifice realizate în cadrul unor contracte încheiate cu producția. Dintre acestea o parte se publică în revista „Construcția de Mașini" unele nemodificate altele cu unele modificări sau îmbunătățiri aduse de autori pe parcurs.

Comisia Română de TMM își exprimă încrederea că materialele publicate contribuie la îmbogățirea literaturii de specialitate și totodată, la perfecționarea în continuare a legăturii cît mai strînse între învățământ, cercetare, proiectare (după cum o dovedește însuși conținutul majorității lucrărilor publicate) pentru creșterea continuă a calității proiectelor și construcțiilor de mecanisme și mașini.

Prof. dr. doc. șt. ing. Nicolae MANOLESCU
Dr. ing. IOSIF TEMPEA

CZ : 621—231

Studiul structural al mecanismelor de pliere a tobelor pentru confecționat anvelope

Prof. dr. doc. ing. N. I. **MANOLESCU,** șef lucr. dr. ing. A. Vl. **MARTINEAC,** conf. dr. ing. Gh. C. **POPA** — Institutul Politehnic — București

Introducere

În industria de prelucrare a cauciucului, s-a acordat și se acordă o atenție deosebită proiectării și construcției mecanismelor aflate în structura sistemelor tehnice, care servesc la confecționarea anvelopelor. Mecanismele-motor care acționează aceste sisteme tehnice, denumite în limbajul industriei de anvelope **tobe,** au în structura lor mecanisme-motor plane articulate (Mmpa) cu două grade de mobilitate ($M_3 = 2$) ; unul se referă la rotația tobei în jurul axei proprii, al doilea grad de mobilitate fiind folosit în fazele de închidere (pliere) și deschidere a tobei.

În cele ce urmează se prezintă unele faze din procesul tenologic de confecționare a anvelopelor în scopul analizei structurale a lanțurilor cinematice plane articulate (Lcpa) din care provin Mmpa ce acționează bacurile tobelor pliante. Se știe că inserția textilă sau metalică (cordul), aflată în masa de cauciuc a anvelopei, se înfășoară în mai multe straturi, pe carcasa cilindrică a tobei, iar în părțile laterale — pe **taloane,** care au un diametru mai mic decît al carcasei tobei.

Scoaterea anvelopei de pe tobă se realizează cu ajutorul unui Mmpa care acționează 4 segmente (I, I', II, II') ca în figura 1 a sau 6 segmente (I, I', II, II' III, III') ca în figura 2 a, denumite uzual **bacuri.** Aceste bacuri trebuie „pliate" în interiorul unei suprafețe circulare, cu un diametru mai mic decît al talonului anvelopei, astfel încît să fie posibilă extragerea ei în direcție axială de pe tobă (după confecționarea anvelopei).

În lucrarea de față autorii prezintă analiza structurală a celor două tipuri de Mmpa pe baza căreia s-a făcut sinteza :

a) Mmpa cu $n = 10$ elemente mobile și $M_3 = 2$ grade de mobilitate la toba cu 4 bacuri [1] ;

b) Mmp cu $n = 12$ elemente mobile și $M_3 = 2$ grade de mobilitate la toba cu 6 bacuri [2].

Studiul structural al Mmpa al tobei cu patru bacuri (T4b)

În figura 1 a este redată schema constructivă a Mmpa T4b. Cele 4 bacuri (I, I', II, II') sînt pliate și apoi readuse în poziția inițială pe cercul cu diametrul D_1 formînd carcasa rigidă a tobei, cu ajutorul a două Mmpa ($OABCDEF$), respectiv ($OA'B'C'D'E'F'$), simetrice în raport cu axul de rotație 0 al tobei, fiecare avînd $n = 5$; $C_5 = 7$; $M_3 = 1$.

În fazele de închidere (pliere) și deschidere, Mmpa de acționare a tobei are (după cum se vede din fig. 1b) :

$n = 10$ elemente mobile : (1, 2, 3, 4, 5, 6, 2', 3', 4', 5'), la cele două Mmpa elementele 1 și 6 sînt comune ;

$c_5 = 14$ cuple de rotație : (1, 2) ; (2, 3) ; (3, 4) ; (3, 6) ; (4, 5) ; (5, 1) ; (6, 1) ; (6, 0) ; (1, 2') ; (2', 3') ; (3', 4') ; (3', 6) ; (4', 5') ; (5', 1) ;

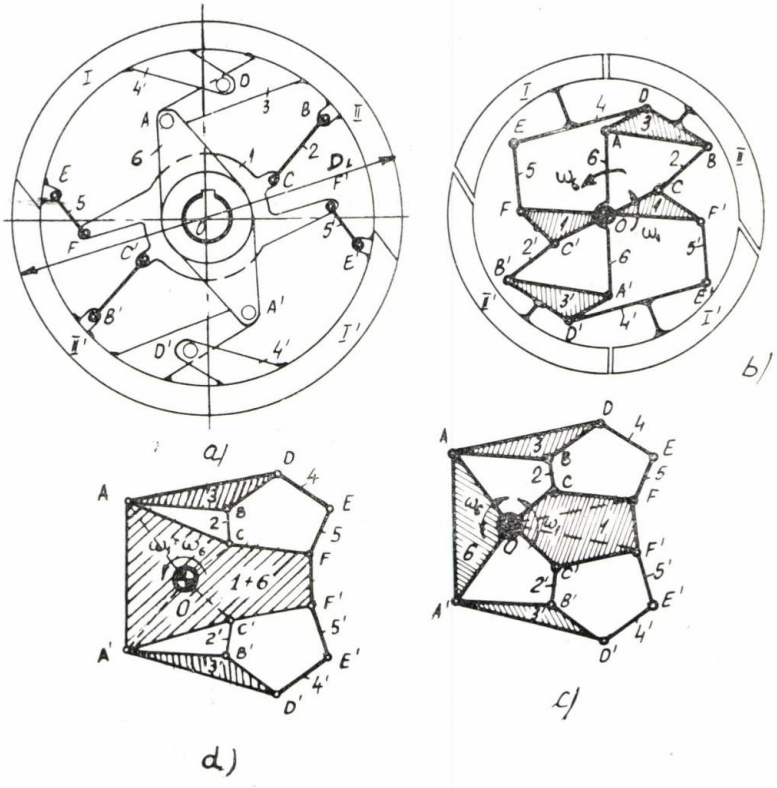
Deci : $M_3 = 3n - 2c_5 - c_4 = 3 \cdot 10 - 2 \cdot 14 - 0 = 2$ (1)

Din schema cinematică funcțională (fig. 1b) se observă că Mmpa al tobei **T4b** poate fi privit ca fiind alcătuit, din două LCpa (1, 2, 3, 4, 5, 6) și (1, 2', 3', 4', 5', 6) de tip Stephenson care au elementele 1 și 6 comune. Acest mod de a le „privi" a stat la baza sintezei celor două Mmpa cu $n = 10$ elemente mobile al tobei T4b [1] și respectiv $n = 12$ elemente mobile al tobei cu 6 bacuri T6b, [2]. Din schema structurală (fig. 1c) se vede că Mmpa al tobei T4b provine dintr-un LCpa cu $e = 10$; $c_5 = 13$; $L_3 = 4$ numerotat în lucrarea [3] cu 10/206.

Transformarea acestuia din urmă într-un Mmpa (T4b) cu $n = 10$; $c_5 = 14$ și $M_3 = 2$ se realizează prin imprimarea de mișcări independente elementelor 1 și 6, **ambele articulate la baza 0** (cei doi arbori coaxiali ai mașinii de lucru), în care caz 0 devine articulație dublă. În timpul procesului de confecționare a anvelopei $\bar{\omega}_1 \equiv \bar{\omega}_6$ Mmpa al tobei T4b este blocat, această situație se poate urmări în figura 1d, cele 4 bacuri formează carcasa rigidă a tobei.

Rezultă astfel Mmpa cu $n = 10$ și $M_3 = 2$ al T4b care „apare" în fazele de închidere și deschidere a tobei.

Dacă se alege ca bază elementul 6 și ca element motor elementul 1, atunci LCpa 10/206/3/ se transformă într-un Mmpa cu $n = 9$, $c_5 = 13$ și $M_3 = 1$. La același rezultat se ajunge și dacă, lui Mmpa cu $n = 10$ și



$M_3 = 2$, i se imprimă o viteză unghiulară $-\bar{\omega}_6$ în care caz:

$$\bar{\omega}_6^a = 0\,; \quad \bar{\omega}_1^a = \bar{\omega}_1 - \bar{\omega}_6 \qquad (2)$$

Relația (2) a stat la baza proiectării /1/ pornindu-se de la conturul patrulater $OABC$ (1, 6, 3, 2, 1), după care prin simetrie rezultă și celălalt contur $OA'B'C'$ (1, 6, 2', 3', 1) — și în continuare a conturului pentalater $OADEFO$ (6, 3, 4, 5, 1, 6) — cu simetricul său $OA'D'E'F'O$ (6. 3'. 4'. 5'. 1. 6).

Sinteza Mmpa cu $e = 10$ și $n = 9$ pornind de la LCpa 10/206 fracționat în LCpa și Mmpa parțiale [3], constituie o contribuție în direcția aplicării acestei metode la alte cazuri asemănătoare [6].

Studiul structural al Mmp al tobei cu șase bacuri (T6b)

Posibilitatea realizării de „tobe" în structura cărora să se plaseze Mmp care să acționeze 6 bacuri depinde de dimensiunile anvelopelor de confecționat. Plierea bacurilor în interiorul unei suprafețe date (funcție de diametrul exterior D_1 al carcasei și interior al talonului) determină în consecință numărul bacurilor, care evident se identifică cu elementele cinematice ale Mmpa.

S-a văzut că pentru T4b este necesar un Mmpa care provine din LCpa 10/206. Rezultă că pentru a realiza o tobă cu mai mult de 4 bacuri — în speță T6b — este necesar un Mmpa care să provină din același LCpa 10/206, care s-a amplificat cu grupe **Assur** de familia $f = 3$, fiecărui bac în plus corespunzîndu-i o grupă **Assur.**

Astfel că aceluiași LCpa cu $e = 10$; $c_5 = 13$; $L_3 = 4$ din figura 1c (pentru T4b) i s-a adăugat, prin amplificare, două grupe Assur, („diade" cu cîte o cuplă superioară cu $n' = 1$, $c'_5 = 1$, $c'_4 = 1$ [4]), rezultînd Mmp din figura 2c, astfel:

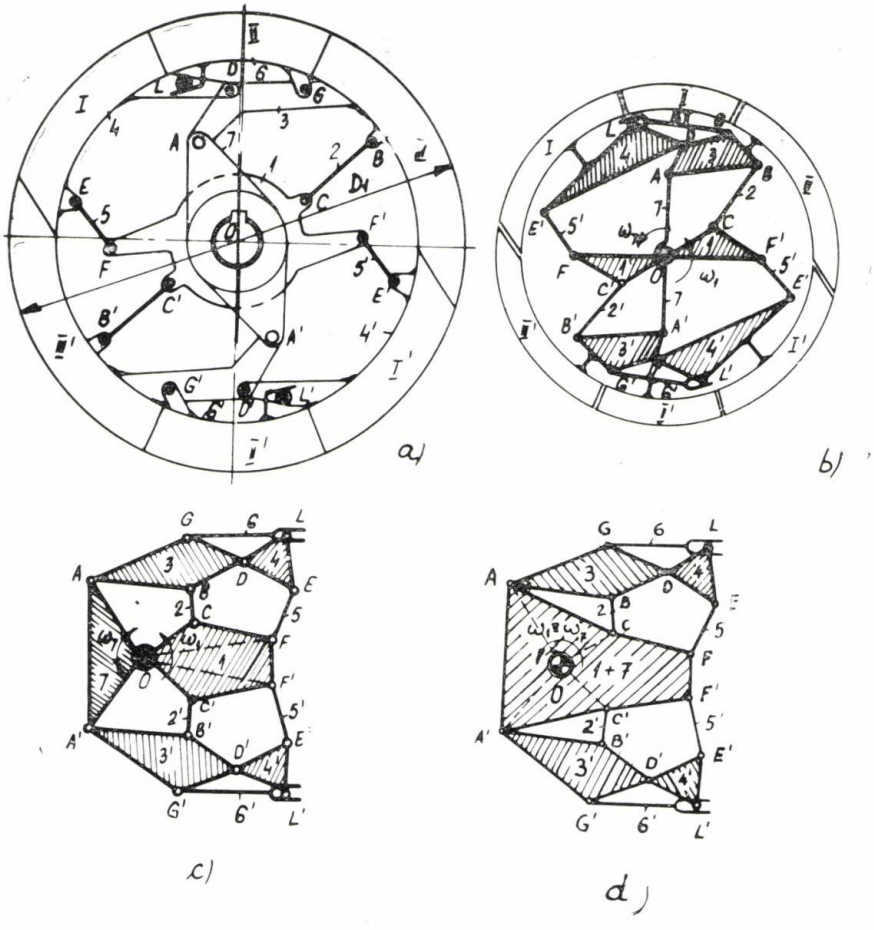
— prima G6L (fig. 2b) legată prin elementul 6 (bacul II) la elementul 3 (bacul III) printr-o cuplă de rotație G (3, 6) și la elementul 4 (bacul I) printr-o cuplă superioară L (6, 4);

— a doua G'6'L' legată prin elementul 6' (bacul II') la elementul 3' (bacul III') printr-o cuplă de rotație G' (3', 6') și la elementul 4' (bacul I') printr-o cuplă superioară L' (6', 4').

În felul acesta LCp astfel amplificat nu-și modifică gradul de libertate (el nu mai este LCpa din cauza prezenței în structură a cuplelor superioare L și L'):

$$L_3 = 3\,(e+n') - 2\,(c_5 + c'_5) - c_4 = \qquad (3)$$

$$= 3(10+2) - 2(13+2) - 2 = 3 \cdot 12 - 2 \cdot 15 - 2 = 4$$



Bacurile II și II' apar astfel ca elemente cinematice 6, respectiv 6' ale celor două grupe **Assur** cu care a fost amplificat LCpa 10/206.

Transformarea acestui LCp cu $e = 12$; $c_5 = 15$; $c_4 = 2$ și $L_3 = 4$, într-un Mmp cu $n = 12$; $c_5 = 16$; $c_4 = 2$ și $M_3 = 2$ se realizează prin imprimarea de mișcări independente elementelor 1 și 7, ambele articulate la baza 0 (arborele coaxial al mașinii de lucru), care ca și în primul caz devine articulație dublă. Avem în acest caz Mmp caracteristic lui T6b.

Este important de menționat că **în timpul procesului de confecționare a anvelopei** avem:

$$\bar{\omega}_1 \equiv \bar{\omega}_7 \neq 0 \qquad (4)$$

În acest caz Mmp al T6b este blocat, bacurile formează carcasa rigidă pe care se înfășoară pliurile anvelopei, ca în figura 2 d. Pentru scoaterea anvelopei se frînează arborele tubular solidar cu butucul piesei centrale 1; are loc plierea bacurilor și deci se obține:

$$\bar{\omega} < \bar{\omega}_7 \qquad (5)$$

Acest caz este echivalent cu imprimarea întregului Mmp a unei viteze unghiulare $-\bar{\omega}_1$ în care caz elementul 7 va avea o viteză unghiulară aparentă:

$$\bar{\omega}_7^a = \bar{\omega}_7 - \bar{\omega}_1 \qquad (6)$$

La deschiderea tobei, bacurile revin pe cercul de diametru D_1, în acest scop se antrenează arborele tubular solidar cu butucul 1 și frînează (ușor) arborele central solidar cu butucul 7, adică se obține:

$$\bar{\omega}_1 > \bar{\omega}_7 , \qquad (7)$$

ceea ce corespunde cu o viteză unghiulară aparentă a elementului 1.

$$\bar{\omega}_1^a = \bar{\omega}_1 - \bar{\omega}_7 \qquad (8)$$

Evident că în fazele de închidere (pliere) și deschidere, gradul de mobilitate al Mmp — T6b este:

$$M_3 = 3n - 2c_5 - c_4 = 3 \cdot 11 - 2 \cdot 15 - 2 = 1 \qquad (9)$$

deoarece articulația dublă din 0 se transformă în articulație simplă.

Mersul sintezei Mmp al T6b urmează același drum al contururilor, cu adăugarea din structură a două grupe **Assur** care creează o complexitate în plus metodei [2].

Concluzii

Prezentul studiu structural al Mmpa și LCpa de la T4b și al Mmp și LCp de la T6b a permis pe lîngă sistematizarea metodei de sinteză pozițională și cinematică a Mmpa [1] și al Mmp [2] transformate din LCpa respectiv LCp, o completare a definiției dată de Reuleax cu privire la obținerea de Mmpa și Mmp din LCpa.

Se știe că dintr-un LCpa prin fixarea unui element **(sau considerarea acestuia ca fix față de celelalte) se obține un Mpa, iar din acesta prin** precizarea elementului sau elementelor conducătoare **rezultă Mmpa sau Mmp (după caz) [4].**

În lucrarea de față se vede că din LCpa 10/206 [3] cu $e = 10$; $c_5 = 13$; $L_3 = 4$ prin considerarea fixă a unei articulații, **în cazul de față 0(1, 6) a rezultat un** Mpa în care articulația simplă 0(1, 6) se transformă în dublă, **deci un Mpa cu** $n = 10$; $c_5 = 14$; $M_3 = 2$.

Prin precizarea elementelor conducătoare (în cazul de față 1 și 6) a rezultat Mmpa cu ambele elemente conducătoare articulate la baza 0.

Într-o lucrare viitoare autorii vor prezenta extinderea acestei noi definiții a Mmpa provenit din LCpa (sau a unui Mmp din LCp) prin tranformarea unei articulații simple în dublă prin legarea acestuia la o bază (element care nu face parte din structura LCpa). Această idee figurează, de altfel, în lucrarea [5] fără însă a se defini posibilitatea obținerii Mmpa din LCpa formulată mai sus.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Popa, C. Gh., Martineac, Vl. A.:* Sinteza mecanismelor cu zece elemente mobile ale tobelor pliante pentru confecționat anvelope. Vol. I—3, pag. 525, SYROM'77 București.

[2] *Martineac, Vl. A.:* Sinteza mecanismelor cu 12 elemente mobile ale tobelor pliante pentru confecționat anvelope Vol. I—2, pag. 381, SYROM'77 București.

[3] *Manolescu, N. I., Tempea, I.:* Sinteza structurală a lanțurilor cinematice plane articulate cu $e = 10$ elemente, $c_5 = 13$ articulații și grad de libertate $L_3 = 4$. Buletin IPB, 1970 Tom XXXII Nr. 1, pag. 65, Tab. 9 IV D.

[4] *Manolescu, N. I.:* Contribuții la sinteza numerică, structurală și cinematică a grupelor **ASSUR**, a lanțurilor cinematice, a mecanismelor și mecanismelor-motor plane articulate. Teză de doctorat IPB, 1969.

[5] *Manolescu, N. I., Antonescu, P.:* Structural Synthesis of Planetary Mechanisms Used in Automatic Transmisions. ASME — conference 68 — Mach. — 44, 8—12 oct. 1968.

[6] *Manolescu, N. I.:* Beiträge zur Systematisierung der kinematischen Berechnung von Mechanismen mit Hilfe von Anfaugszyklus. Fachtagung Getriebetechnik Rostock 12—14 Octomber 1977, Sektion I—5.

CZ : 621—231.001.2

O metodă de proiectare numerică a mecanismelor tobelor de confecționat anvelope

Dr. ing. C. **POPA**, prof. dr. doc. șt. N. I. **MANOLESCU**, dr. ing. A. **MARTINEAC** — Institutul Politehnic București

Introducere

În întreprinderile ce produc anvelope, se acordă o atenție deosebită proiectării și construcției mecanismelor care acționează carcasa de formă cilindrică, denumită „tobă" pe care se înfășoară materialul la confecționare. Toba este secționată în mai multe segmente sau „bacuri", iar mecanismul de acționare (fig. 1) care strînge bacurile I ... IV (Mmpa — mecanism motor plan articulat) sub diametrul D_4, (fig. 2) se montează în interiorul carcasei cilindrice.

Strîngerea mecanismului și a bacurilor trebuie să se facă în interiorul suprafeței de diametru D_4, mai mic decît diametrul D_3 al talonului pentru ca extragerea anvelopei să se facă în lungul axului mașinii (fig. 2). În cele ce urmează, autorii prezintă proiectarea pe

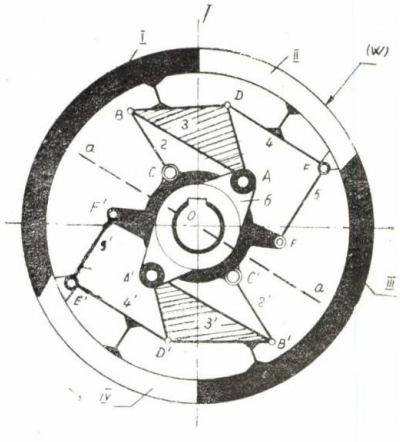


Fig. 1 Schema tobei cu 4 bacuri. Mecanismul *OCBADEF* (și simetricul lui) care acționează bacurile I, II, III, IV.

calculator a tobei cu 4 bacuri (T4 b), acționată de un mecanism analizat structural în [1], cu parametrii : $n = 10$, $C_5 = 14$, $M_3 = 2$, figura 1. Metoda se poate extinde și la un număr mai mare de bacuri prin completarea programului de calcul.

Condițiile generale de proiectare

Indiferent de numărul de bacuri din care este formată o astfel de tobă, următoarele condiții trebuie avute neapărat în vedere :

1. La plierea tobei, toate elementele (Mmpa) trebuie să intre în interiorul suprafeței circulare de diametru D_4, astfel încît $D_4 < D_3$ (fig. 2), unde s-a notat :

D_1 = diametrul exterior al tobei ;
D_2 = diametrul interior al carcasei tobei ;
D_3 = diametrul interior al talonului anvelopei ;
D_4 = diametrul de pliere a tobei ;
D_5 = diametrul exterior al axului mașinii prin care se acționează toba.

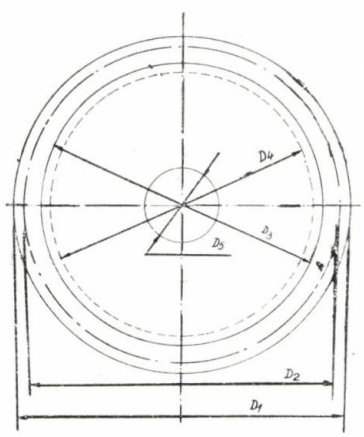


Fig. 2 Dimensiunile geometrice și funcționale ale unei tobe de confecționat anvelope.

2. Diametrele D_1 și D_3 se aleg în funcție de tipul anvelopei. Lungimea tobei, funcție de balonul anvelopei, se definitivează după proiectarea geometrică a Mmpa ținîndu-se seama de amplasarea acestuia în interior [2].

3. Numărul de bacuri se stabilește în funcție de „coeficientul de strîngere" $k = D_1/D_4$ ∋ [1,1, 1,4].

Programul de calcul. Descriere, comentarii

Întocmirea algoritmului de calcul. Pentru acesta sînt necesare o serie de date, care depind de D_3 și D_4. Datele inițiale de proiectare, cartelate în blocul de introducere (fig. 7) sînt :

— gama de diametre D_1, $D_2 \ldots D_5$ (fig. 2) ;
— coordonatele articulației D (fig. 1 și fig. 3) stabilite așa cum se arată în [1] în poziția „închis" a mecanismului ;
— coordonatele muchiilor L_2, R_2 (A, B, C, D) și N_2, K_2, ale centrelor O_2, O_3, O_4 ale bacurilor și ale lui P_2 (fig. 3) ;
— unghiul muchiei δ față de direcția radială și unghiul α_B stabilit cînd s-a făcut așezarea bacurilor (fig. 3).

Alte date introduse la începutul programului :

d = diametrul axului articulației A, (fig. 6) ;
Z = toleranța la deschiderea bacului I ;
D = valoarea admisă la deplasarea vîrfului P spre exterior, care depinde de dimensiunile tobei și ale cordului anvelopei, (fig. 6) ;
a = cotă de siguranță pentru a nu se atinge axul mașinii ;
α_1, α_2 = valori limită între care poate varia unghiul de reper α (fig. 4) al muchiei LR ;
β_1, β_2 = valori limită pentru unghiul de decalaj ß, (fig. 4).

Determinarea poziției articulației A. În mod curent se lucrează cu $\alpha_1 = 0$; $\alpha_2 = 90°$. Se fixează articulația B_2 în zona de lîngă bacul IV închis cît mai spre mijlocul bacului I

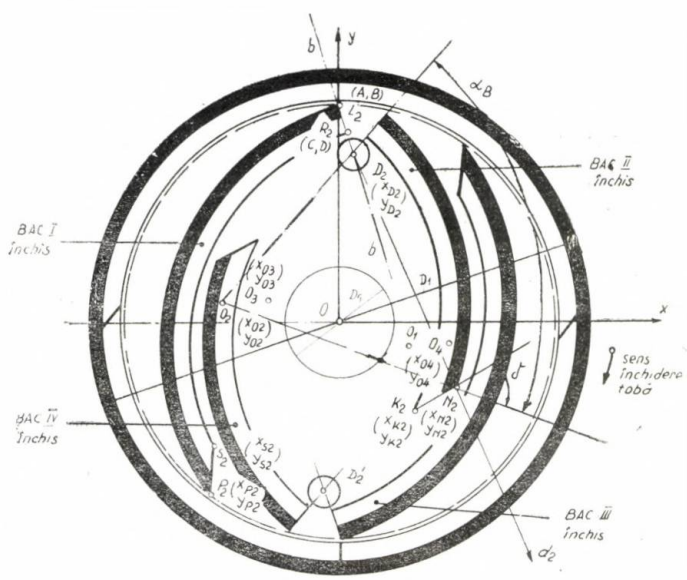


Fig. 3 Bacurile tobei în poziția „închis" și „deschis".

și i se măsoară coordonatele în sistemul OXY (fig. 4) înregistrîndu-se separat pentru a se putea modifica.

Începînd de la limita „α_1" se calculează coordonatele muchiei L_1 R_1 (fig. 4) :

$$L_1\begin{cases} a=\dfrac{D_1}{2}\cos\alpha \\ b=\dfrac{D_1}{2}\sin\alpha \end{cases} \qquad R_1\begin{cases} c=\dfrac{D_3}{2}\cos\alpha \\ d=\dfrac{D_3}{2}\cos\alpha \end{cases} \tag{1}$$

și ale articulației A (pol de rotație între L_1, R_1 și L_2, R_2) fig. 4 :

$$\begin{cases} x_A=\dfrac{2A+D_1\cos\alpha+T(2B-D_1\sin\alpha)}{4} \\ y_A=\dfrac{2B+D_1\sin\alpha-T(2A-D_1\cos\alpha)}{4} \\ T=2\dfrac{(A-C)(b-d)-(B-D)(a-c)}{(A-C+c-a)^2+(B-D+d-b)^2}; \\ \varphi_{12}=\operatorname{arc\,tg}\dfrac{1}{T} \end{cases} \tag{2, 3}$$

unde φ_{12} are semnificația din figura 4. Se calculează apoi :

$$E_1=\left(X_A+\frac{d}{2}-X_{02}\right)^2+\left(Y_A+\frac{d}{2}-Y_{02}\right)^2-\frac{D_2^2}{4} \tag{4}$$

Dacă $E_1<0$, articulația A cu axul montat, este interioară cercului C_{B21} (fig. 4), (la limită este tangentă) deci nu interferează cu bacul II închis. Pentru ca mecanismul să funcționeze corect este necesar ca :

$$\alpha_A<\alpha \;;\; \alpha_A=\operatorname{arc\,tg}\frac{Y_A}{X_A} \tag{5}$$

Astfel muchia SP a bacului I fig. 4 se deplasează spre exterior, depășind cota D (fig. 6), materialul înfășurat pe tobă se întinde și se poate distruge.

Determinarea coordonatelor centrului articulației B_1, r și 1, (fig. 4). Se rotește sistemul de axe în poziția XOY pentru simplificarea formulelor de calcul, (fig. 7). Se calculează apoi coordonatele articulației B în poziția „deschis" B_1 cu relațiile :

$$\begin{cases} X_{B1}=[X_{B2}(T^2-1)-2TY_{B2}+2X_A]/(1+T^2) \\ Y_{B1}=[Y_{B2}(T^2-1)+2T(X_{B2}-X_A)]/(1+T^2) \end{cases} \tag{6}$$

din sistemul :

$$\begin{cases} l+r=OB_1+Z \\ l^2=r^2+OB_1^2-2r\cdot OB_1\cdot\cos\beta\,;\ \beta\in[\beta_1,\beta_2] \end{cases} \tag{7}$$

Se calculează apoi $r=OC$ și $l=BC$. Se verifică în continuare dacă manivela OC nu atinge cota inferioară de gabarit D_5 blocul $B.B.$ fig. 7).

Calculul unghiului de reper φ_3 al balansierului AB și ale unghiurilor Φ_1, Φ_2 și Φ. Verificări :

$$\varphi_3=\operatorname{arc\,tg}\frac{Y_{B1}}{X_{B1}-X_A} \tag{8}$$

Din ecuațiile conturului patrulater OAB_1C_1 (poziția „deschis" a tobei) și OAB_2C_2, se determină unghiurile Φ_1, Φ_2 (fig. 4), apoi unghiul de rotație Φ al manivelei OC, și coordonatele :

$$X_{C2}=r\cos\Phi_2\,;\ Y_{C2}=r\sin\Phi_2 \text{ (fig. 4)} \tag{9}$$

Din expresia :

$$E_2=\left[\left(X_{C2}+\frac{d}{2}\right)-X_{02}\right]^2+\left[\left(Y_{C2}+\frac{d}{2}\right)-Y_{02}\right]^2-\frac{D_2^2}{4}\,; \tag{10}$$

dacă $E_2\leqslant 0$, punctul C_2 cu rezerva de montaj este interior cercului CB_{21} (fig. 4) al bacului II, iar dacă :

$$E_3=\left[\left(X_{C1}+\frac{d}{2}\right)-X_{04}\right]^2+\left[\left(Y_{C1}+\frac{d}{2}\right)-Y_{04}\right]^2-\frac{D_2^2}{4}\leqslant 0 \tag{11}$$

punctul C_1 nu atinge bacul IV închis (fig. 4). Se verifică, de asemenea, deplasarea vîrfului P (fig. 6) a bacului I : $OP-\dfrac{D_1}{2}\leqslant D$

Proiectarea pentalaterului $ADEFO$ (fig. 1 și 5). Datele numerice inițiale necesare în acest scop sînt, (fig.5) :

- cotele e_1, e_2 de pe dreapta (d_2) ;
- cota j, care limitează zona în care se află articulația E_2 ;
- cota W, limita la care poate ajunge articulația F_2 ;
- Δ_e , Δ_j , pașii de calcul pentru determinarea lui E_2.

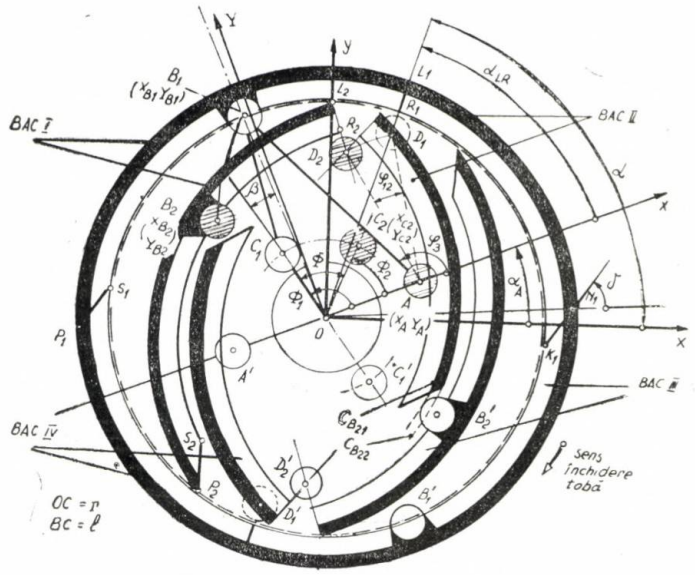


Fig. 4 Determinarea articulațiilor A, B, C, D (și simetricele A' B' C' D') și a unghiurilor de reper pentru mecanismul patrulater.

Coordonatele vîrfului N_1 al bacului II sînt:

$$\begin{cases} X_{N1} = \dfrac{D_1}{2}\cos(\alpha_{\Lambda R} - \alpha_B) \\ Y_{N1} = \dfrac{D_1}{2}\sin(\alpha_{NR} - \alpha_B)\,; \quad \alpha_{LR} = \alpha - \alpha_A \end{cases} \tag{12}$$

Considerînd dreptele orientate (d_1) și (d_2), (fig. 5), se calculează:

$$\varphi_{41} = \operatorname{arc\,tg}\frac{Y_{N1} - Y_{D1}}{X_{N1} - X_{D1}}\,; \quad \varphi_{42} = \operatorname{arc\,tg}\frac{Y_{N2} - Y_{D2}}{X_{N2} - X_{D2}} \tag{13}$$

$$\begin{cases} X_{D1} = \sqrt{(X_{D2} - X_A)^2 + Y_{D2}^2}\cdot\cos\varphi_{31} + X_A \\ Y_{D1} = (X_{D2} - X_A)^2 + Y_{D2}^2\cdot\sin\varphi_{31} \end{cases} \tag{14}$$

Se pot determina acum coordonatele articulațiilor E_2, E_1;

$$\begin{pmatrix} X_{E2} \\ Y_{E2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_{D2} \\ Y_{D2} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \cos\varphi_{42} & \sin\varphi_{42} \\ \sin\varphi_{42} & -\cos\varphi_{42} \end{pmatrix}\begin{pmatrix} e \\ j \end{pmatrix} \tag{15}$$

$$\begin{pmatrix} X_{E1} \\ Y_{E1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_{D1} \\ Y_{D1} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \cos\varphi_{41} & \sin\varphi_{41} \\ \sin\varphi_{41} & -\cos\varphi_{41} \end{pmatrix}\begin{pmatrix} e \\ j \end{pmatrix} \tag{16}$$

Cu expresiile:

$$E_4 = \left(X_{E2} + \frac{d}{2}\right)^2 + \left(Y_{E2} + \frac{d}{2}\right)^2 - \left(\frac{D_5}{2} + a\right)^2 \tag{17}$$

$$E_5 = \left[\left(X_{E2} + \frac{d}{2}\right) - X_{02}\right]^2 + \left[\left(Y_{E2} + \frac{d}{2}\right) - Y_{02}\right]^2 - \frac{D_5^2}{2} \tag{18}$$

se verifică dacă articulația E_2 nu lovește bacul sau axul mașinii (subrutina „compar"). Rigidizînd articulația E_1 cu manivela OC_1 și rotind cu unghiul „Φ" al manivelei se obține E_{21}.

Articulația F_2 se află pe mediatoarea segmentului $E_2\,E_{21}$.

Poziția ei limită este I, $(D_2\,E_2 \cap d_5)$.

$$X_I = \frac{D_3 - E_3F_3 - A_3 + B_3C_3}{B_3 - E_3} \tag{19}$$

$$A_3 = \frac{Y_{E2} + Y_{E21}}{2}\,; \quad B_3 = \frac{X_{E2} - X_{E21}}{Y_{E21} - Y_{E2}}\,; \quad D_3 = Y_{E2}$$

$$C_3 = \frac{X_{E2} + X_{E21}}{2}\,; \quad E_3 = \frac{Y_{E2} - Y_{D2}}{X_{E2} - X_{D2}}\,; \quad F_3 = X_{E2},$$

pentru ca unghiul de transmitere $D_2E_2F_2 = \mu$ să nu atingă valori periculoase cînd lanțul DEF se deschide. În program se pornește de la $X_I = X_{F2}$ cu pasul de calcul „p", în lungul mediatoarei (d_5).

Din ecuația lui (d_5) rezultă:

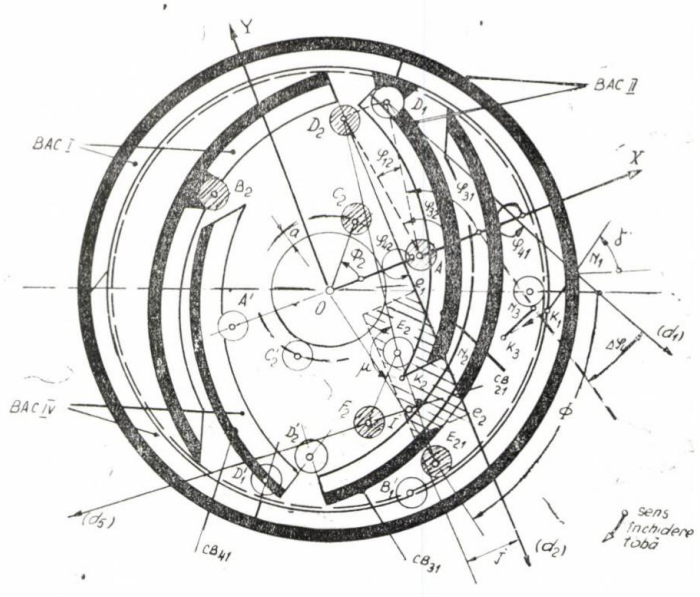


Fig. 5 Determinarea dimensiunilor conturului pentalater *ADEFO* care acționează bacul II (sau IV).

$$Y_{F2}=\left(\frac{\mathcal{X}_{E2}-\mathcal{X}_{E21}}{Y_{E21}-Y_{E2}}\right)\left(X_{F2}-\frac{X_{E2}+X_{E21}}{2}+\right.$$
$$\left.+\frac{Y_{E2}+Y_{E21}}{2}\right. \tag{20}$$

Expresiile E_6, E_7 analoge cu (17), (18) servesc pentru verificarea condiției ca articulația F_2 să nu lovească bacurile III și IV.

Verificări tehno-cinematice

Dacă se consideră muchia de separație NK, (fig. 6), între bacurile II și III, la începutul mișcării de pliere a tobei și anume pe unghiul „2β", poate apare fenomenul de „interferență", adică de ciocnire a celor două bacuri în zona de vîrf. Pentru evitarea ei, este necesar ca bacul II să se retragă sub cercul de diametru D_3 în timp ce bacul III execută deplasarea „2β" la manivela OC'_1, adică muchia NK să ajungă în poziția N_3K_3, (fig. 5), executînd deplasarea $\triangle\varphi_4$ în raport cu D_1. Condiția de evitare a interferenței se va scrie:

$$L \geqslant NK=\frac{D_1-D_3}{2}\cdot\frac{t}{\cos\delta}\cdot n\text{, unde:} \tag{21}$$

$$L=(DN)\,\triangle\varphi_4=\sqrt{(\mathcal{X}_{N2}-\mathcal{X}_{D2})^2+(Y_{N2}-Y_{D2})^2}\cdot$$
$$\cdot\,\triangle\varphi_4 \tag{22}$$

$n=1{,}1\div 1{,}2=$ coeficient de corecție

iar $\triangle\varphi_4$ se obține din sistemul:

$$\begin{cases}\mathcal{X}_A+AD\cos\varphi_{31}+DE\cos(\varphi_4-\triangle\varphi_4)=\\ =DF\cos(\Phi_F+2\beta)+EF\cos(\varphi_5+\triangle\varphi_5)\\ AD\sin\varphi_{31}+DE\sin(\varphi_4-\triangle\varphi_4)=\\ =OF\sin(\Phi_F+2\beta)+EF\sin(\varphi_5+\triangle\varphi_5),\end{cases} \tag{23}$$

obținut prin proiectarea pentalaterului AD_1EFO în poziția $AD_1E_3F_3O$ definită de muchia N_3K_3 (fig. 6), care a ajuns sub cercul de diametru D_3. În sistem Φ_F este unghiul lui OF cu OX în poziția „închis" a tobei, iar AD, DE, EF, φ_4, φ_5, Φ_F se calculează din datele anterioare ale programului.

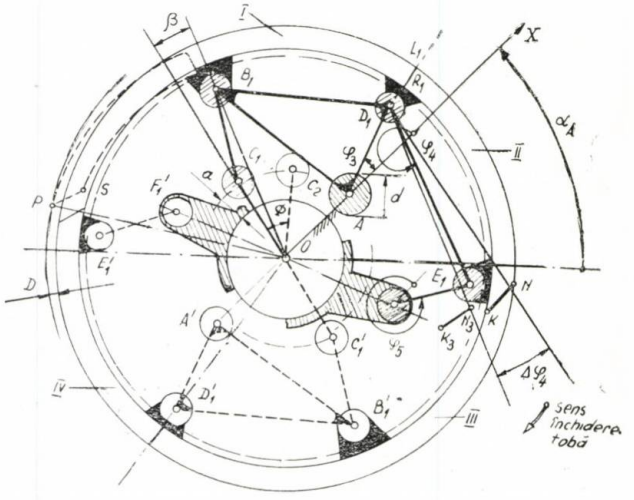


Fig. 6 Evitarea fenomenului de interferență între două bacuri succesive.

Dacă condiția (21) nu este îndeplinită sînt prevăzute în program următoarele posibilități de corecție: modificarea poziției articulației F_2 (contur p), și a lui E_2 (contori Δ_j și Δ_e),

variația unghiului β și modificările poziției muchiei L_1 R_1 prin modificarea unghiului α (fig. 4).

Subrutina „cinematica" calculează parametrii cinematici ai mecanismului proiectat și anume: vitezele și accelerațiile unghiulare ale barelor, vitezele și accelerațiile punctelor de vîrf N, K, P, etc.

În felul acesta se pot limita de exemplu viteza și accelerația unghiulară la bara care lovește tamponul de oprire, sau se determină comportarea mecanismului în ce privește forțele de inerție.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Manolescu, N. I., Popa, C. G., Martineac, V. A.:* Studiul structural al mecanismelor de pliere a tobelor pentru confecționarea anvelopelor, În second IFToMM INTERNATIONAL SYMPOSIUM, SYROM'77, volum I—2, 1977, articol 31, pag. 371—380.

[2] *Popa, C. G., Martineac, V. A.:* Sinteza mecanismelor cu zece elemente mobile ale tobelor pliante pentru confecționat anvelope, În second IFToMM INTERNATIONAL SYMPOSIUM, SYROM'77, volum I—3, 1977, articol 44, pag. 525—534.

[3] *Manolescu, N. I., Popa, C. G.:* Sinteza analitică tripozițională pe baza curbelor (r_c), In studii și cercetări de mecanică aplicată, volum 31, 1972, nr. 4, pag. 865—885.

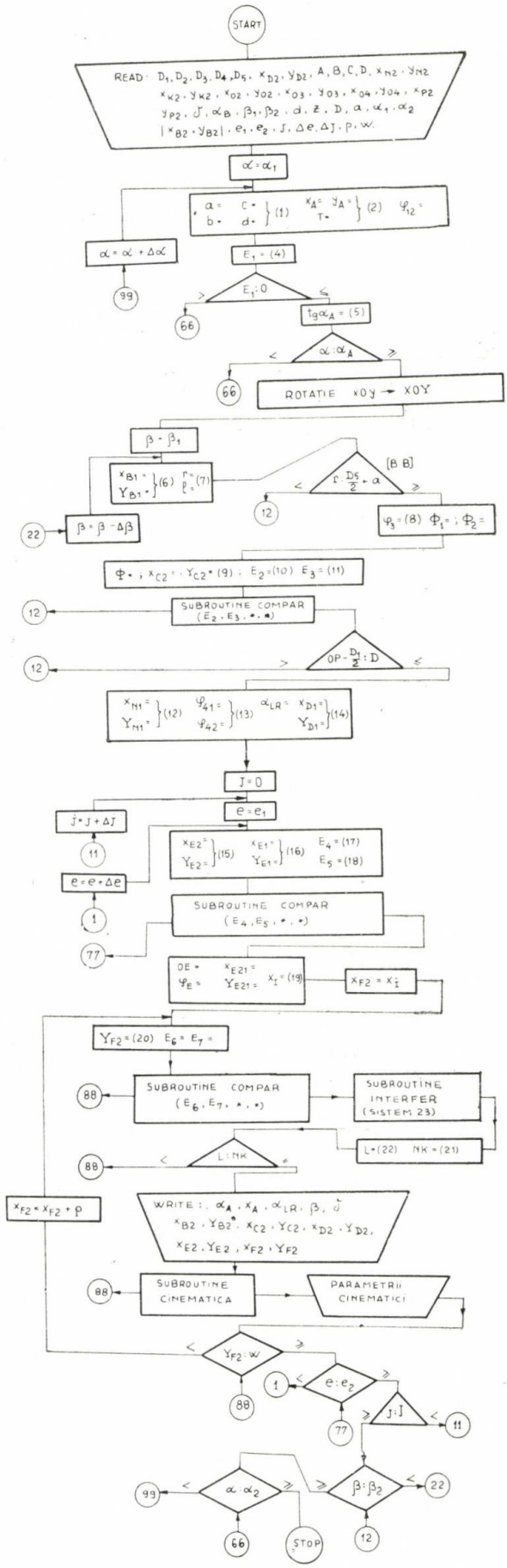


Fig. 7 Schema logică de calcul (simplificată).

CZ : 621—231

Studiul mecanismelor cu cursa reglabilă

Dr. ing. V. **HANDRA-LUCA** — Institutul Politehnic Cluj-Napoca

Introducere

Altschul în [1] face un studiu structural, constructiv şi de reglare privind mecanismele a căror cursă este variabilă. În acest studiu sînt semnalate doar structurile în care elementul conducător execută mişcare de rotaţie. În lucrările [4], . . . , [8] se face studiul structural, cinematic şi sinteza unei clase de mecanisme a căror elemente conduse au oscilaţii reglabile.

Prezenta lucrare îşi propune să extindă cercetarea mecanismelor cu cursă reglabilă luînd în considerare şi cazurile în care elementul conducător execută o mişcare de dute-vino sau de oscilaţie, cazuri tot mai des întîlnite în construcţia de maşini moderne datorită acţionărilor pneumatice, hidraulice sau cu motoare electrice liniare.

Cele mai simple mecanisme cu variaţia reglabilă a cursei [1], precum şi cele cu variaţia reglabilă a oscilaţiei [4], [5] trebuie să aibă în structura lor cinci elemente mobile dintre care trei se leagă de batiu : elementul conducător, elementul condus şi cel de reglare.

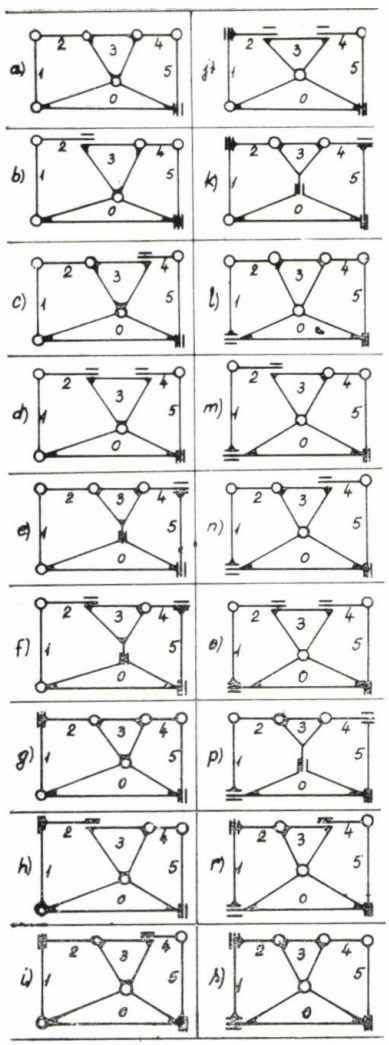


Fig. 1 Lanţuri cinematice generatoare de mecanisme cu cursa reglabilă cu cele două elemente ternare legate direct.

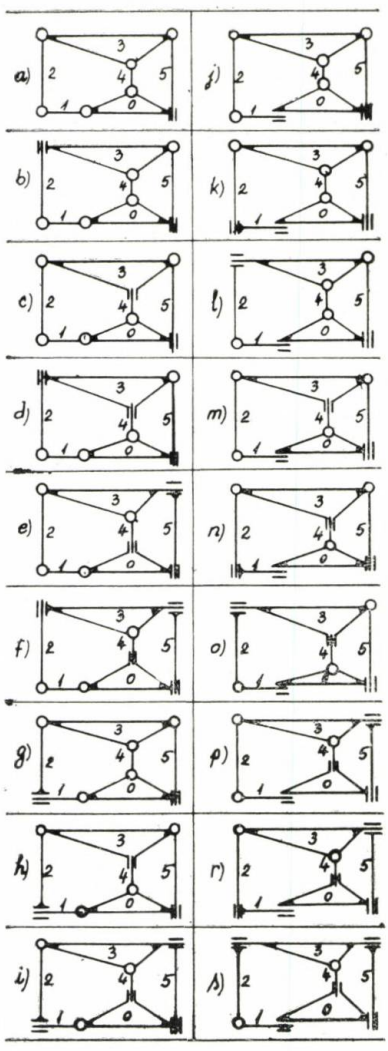


Fig. 2. Lanţuri cinematice generatoare de mecanisme cu cursa reglabilă cu cele două elemente ternare legate prin intermediul unui element binar.

Lanțuri cinematice și mecanisme cu variația reglabilă a cursei

Pornind de la cele două lanțuri cinematice formate din șase elemente cinematice [1, fig. 2] prin combinarea cuplelor de rotație și de translație se pot obține (fig. 1) respectiv (fig. 2) variantele posibile de lanțuri cinematice generatoare de mecanisme cu variația reglabilă a cursei. Fiecăruia din cele două lanțuri cinematice îi corespund optsprezece lanțuri cinematice. La formarea mecanismelor din aceste lanțuri cinematice, elementul ternar o va fi batiul. elementul 1 va fi conducător, iar elementul 5 va fi condus (a cărui cursă poate fi reglată). Obținerea unei curse variabile se poate face prin reglarea cuplei ce leagă elementul 3 de elementul 0 (fig. 1), respectiv a cuplei ce leagă elementul 4 de elementul 0 (fig. 2). Pentru a se putea obține și reglarea zero (cursa elementului 5 să fie zero) este necesar ca în figura 1 cuplele ce leagă elementele 0 și 3 respectiv 4 și 5, iar în figura 2 cuplele ce leagă elementele 0 și 4 respectiv 3 și 5 să fie de același fel (sau de rotație, sau de translație).

Pornind de la lanțurile cinematice din figura 1 respectiv figura 2 se obțin mecanismele din figura 3 respectiv figura 4. Mecanisme similare celor din figurile 3 a, . . . , f și figurile 4 a, b a fost obținute și în [1].

Pentru a realiza variația cursei elementului condus 5, mecanismele se reglează astfel :

1. La mecanismele din figurile 3a, b, c, d, g, h, i, j și figurile 4a, b, c, d, g, h se rotesc articulațiile 0_2 în jurul articulațiilor 0_1 pe cercurile C_{02}. Cînd 0_2 de pe C_{02} întîlnesc ghidajele y—y cursa elementului 5 devine zero.

2. La mecanismele din figurile 3e, f, k și figurile 4e, f, i se rotesc ghidajele x—x în jurul articulațiilor 0_1. Cînd ghidajele x—x ajung perpendiculare pe ghidajele y—y atunci cursa elementului 5 devine zero.

3. La mecanismele din figurile 3 l, m, n, o, r, s și figurile 4 j, k, l, m, n, o se rotesc articulațiile 0_2 în jurul unui punct de pe ghidajele x—x, punct care se alege arbitrar (constructiv) obținîndu-se C_{02}. Cînd 0_2 de pe C_{02} întîlnește ghidajele y—y atunci cursa elementului 5 devine zero.

4. La mecanismele din figura 3 p și figurile 4 p, r, s se rotesc ghidajele x—x în jurul unui punct de pe ele. Cînd ghidajele x—x ajung perpendiculare pe ghidajele y—y atunci cursa elementului 5 devine zero. Se remarcă faptul că la mecanismele din figurile 3 g, h, i, j, k și din figurile 4 g, h, i elementele conducătoare 1 execută mișcări de oscilație, iar la cele din figurile 3 l, m, n, o, p, r, s și din figurile 4 j, k, l, m, n, o, p, r, s, elementele conducătoare 1 execută mișcări de dute-vino.

Reglările propuse, în urma cărora se pot obține curse variabile, nu sînt singurele posibile ; ele depind de ceea ce se urmărește să rămînă neschimbat în urma reglării. Astfel prin reglările propuse la mecanismele din figura 3 s-a urmărit ca geometria și deci starea cinematică a mecanismului de bază format din batiu și elementele cinematice 1, 2, 3 să nu se modifice.

Analiza cinematică a mecanismelor cu cursă reglabilă

Și acestei categorii de mecanisme i se poate aplica una din metodele cunoscute de analiză cinematică. Datorită faptului că la diferite reglări ale mecanismului se schimbă și geometria lui, se recomandă folosirea metodelor analitice de calcul a vitezelor și accelerațiilor elementului condus.

Funcțiile de transmitere [9], [10] oferă posibilitatea unei analize cinematice pe cale analitică destul de simplă. Considerînd mecanismul cu variația cursei din figura 5 analiza cinematică se va face după cum urmează. Viteza unghiulară ω_3 și accelerația unghiulară ε_3 a elementului 3 se determină [9], [10] cu relațiile :

$$\omega_3 = \omega_1 R_3' ; \quad \varepsilon_3 = \omega_1^2 R_3'' + \varepsilon_1 R_3' ; \qquad (1)$$

unde : ω_1, ε_1 reprezintă viteza unghiulară respectiv accelerația unghiulară a elementului conducător 0_1A.

$$R_3' = \frac{l_1}{l_3} \cdot \frac{l_3 \sin(\varphi_1 - \varphi_3) - l_o \sin \varphi_1}{l_1 \sin(\varphi_1 - \varphi_3) + l_o \sin \varphi_3} ; \qquad (2)$$

$$R_3'' = \frac{l_1[l_3 \cos(\varphi_1 - \varphi_3) - l_o \cos \varphi_1] - 2R_3' l_1 l_3 \cos(\varphi_1 - \varphi_3) + l_3 (R_3')^2 [l_1 \cos(\varphi_1 - \varphi_3) - l_o \cos \varphi_3]}{l_3[l_1 \sin(\varphi_1 - \varphi_3) + l_o \sin \varphi_3]} ; \qquad (3)$$

$$\varphi_3 = 360^\circ - \arccos \frac{l_1^2 - l_2^2 + l_3^2 + l_o^2 - 2 l_1 l_o \cos \varphi_1}{2 l_3 \sqrt{l_1^2 + l_o^2 - 2 l_1 l_o \cos \varphi_1}} - \operatorname{arc\,tg} \frac{l_1 \sin \varphi_1}{l_o - l_1 \cos \varphi_1} ; \qquad (4)$$

$$l_o = O_1 O_2$$

Viteza v_5 și accelerația a_5 a pistonului 5 se determină, similar, cu relațiile :

$$v_5 = \omega_3 T_5' ; \quad a_5 = \omega_3^2 T_5'' + \varepsilon_3 T_5' ; \qquad (5)$$

unde :

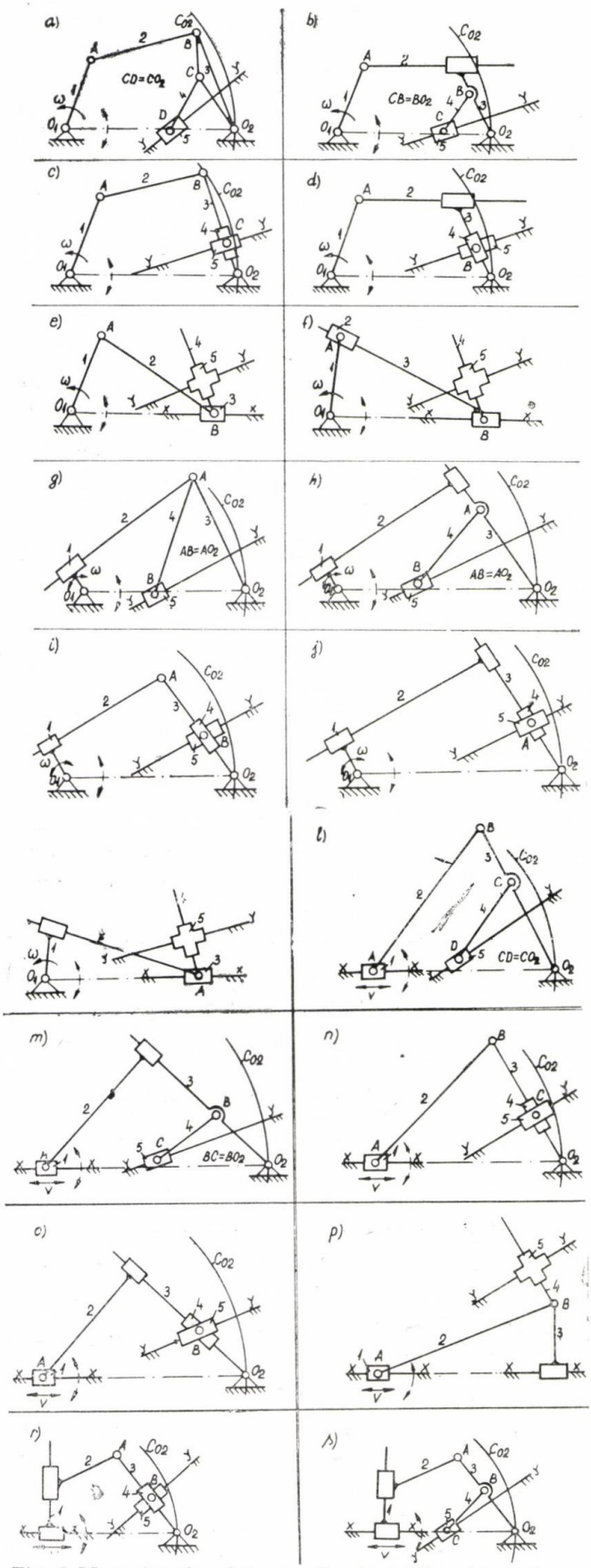


Fig. 3 Mecanismele obținute din lanțurile cinematice prezentate în fig. 1.

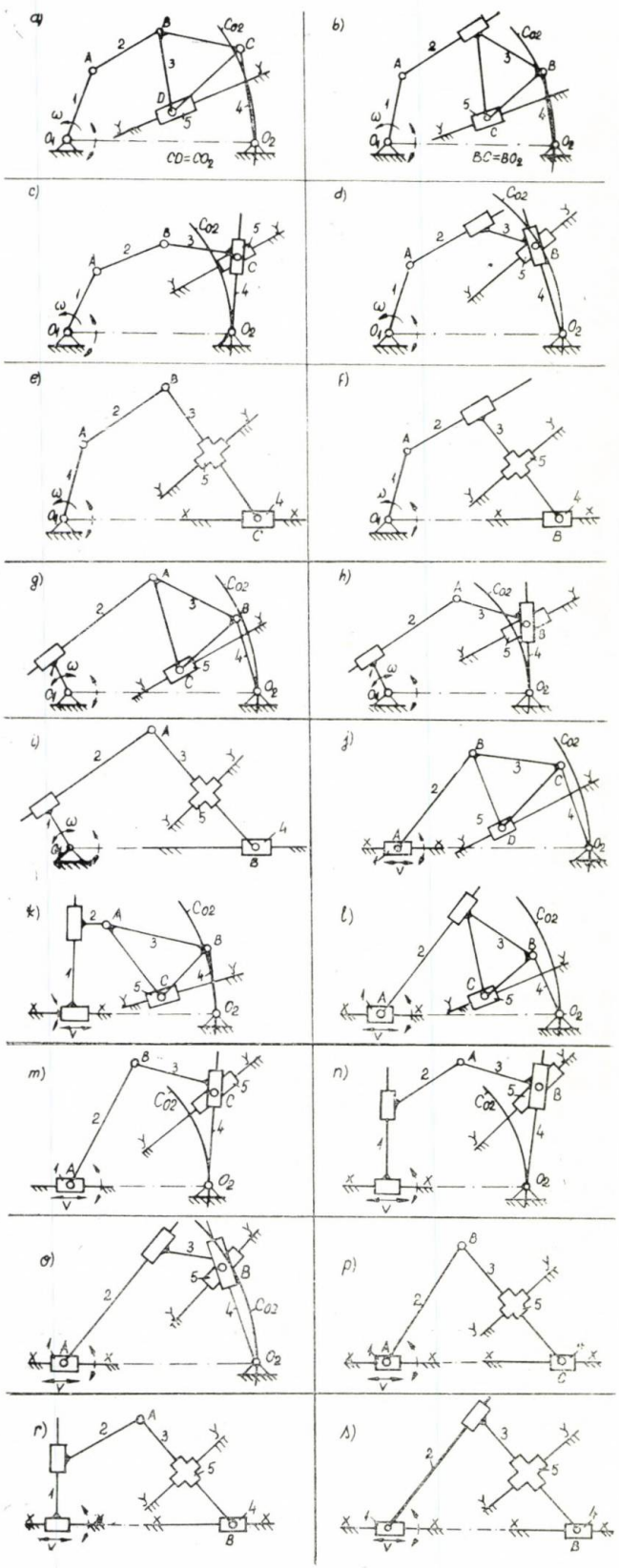


Fig. 4 Mecanismele obținute din lanțurile cinematice prezentate în fig. 2.

$$T'_5 = -\, l'_3 \frac{l_5 \sin\varphi'_3 - e\cos\varphi'_3}{l_5 - l'_3\cos\varphi'_3}; \qquad (6)$$

$$T''_5 = -\frac{l'_3(l_5\cos\varphi'_3 + e\sin\varphi'_3) + (T'_5)^2 + 2T'_5 l'_3 \sin\varphi'_3}{l_5 - l'_3\cos\varphi'_3}; \qquad (7)$$

$$l_5 = l_3\cos\varphi'_3 + \sqrt{l_4^2 - (l'_3\sin\varphi'_3 - e)^2}\,; \qquad (8)$$

$$l'_3 = l_4;\ \varphi'_3 = \varphi_3 - (\alpha + \beta + 180^\circ)$$

$$O_1B_i = l_2 - l_1,\ O_1B_e = l_2 + l_1$$

și

$$O_1C_i = \sqrt{l_0^2 + (l'_3)^2 - 2l_o l'_3\cos(\gamma_i + \beta)};$$

unde :

$$\cos\gamma_i = \frac{l_0^2 + l_3^2 - (l_2 - l_1)^2}{2l_o l_3};$$

$$O_1C_e = \sqrt{l_0^2 + (l'_3)^2 - 2l_o l'_3\cos(\gamma_e + \beta)};$$

unde :

$$\cos\gamma_e = \frac{l_0^2 + l_3^2 - (l_2 + l_1)^2}{2l_o l_3};$$

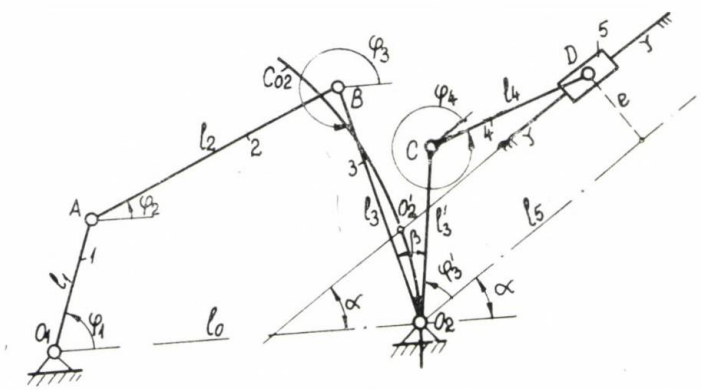


Fig. 5 Mecanism cu cursa reglabilă.

Luînd în considerare expresiile (1), relațiile (5) devin :

$$v_5 = \omega_1 R'_3 T'_5;\ a_5 = \omega_1^2[(R'_3)^2\, T''_5 + R''_3 T'_5] + \varepsilon_1 R'_3 T \qquad (9)$$

Dacă la o reglare a lui 0_2 pe cercul C_{O2} articulația 0_2 ajunge în $0'_2$ adică $0_2 \equiv D$ rezultă că $e = o$. Din (8) reiese că $l_5 = o$ adică $T'_5 = o$; $T''_5 = o$. Înlocuind aceste rezultate în (9) rezultă că $v_5 = o$; $a_5 = o$, adică sîntem în situația cînd cursa pistonului 5 s-a redus la zero. Relațiile obținute sînt valabile pentru orice reglare a articulației 0_2 în domeniul permis pe C_{02} cu precizarea că se modifică excentricitatea e și unghiul α

Determinarea domeniului permis de reglare a lui 0_2 pornește de la ideea că mecanismul obținut, la orice reglare, trebuie să funcționeze.

Cunoscînd geometria mecanismului, se pot trasa (fig. 6) următoarele cercuri cu centrele în 0_1 :

C_{O2}— locul geometric al articulației 0_2 de rază $0_1\,0_2 = l_0$;

C_{Bi}, C_{Be} și C_{Ci}, C_{Ce} — locurile geometrice ale articulației B și C în cele două poziții extreme ale balansierului 3 de raze

C_y — cercul la care este tangenta dreapta y—y, adică ghidajul pe care se mișcă elementul condus 5, cerc care are raza r dată.

Domeniul de reglare a lui 0_2 este cuprins între $0'_2$ și $0''_2$. Punctul $0'_2$ se găsește la intersecția cercului C_{02} cu ghidajul y—y.

Cînd 0_2 ajunge în $0'_2$ cursa elementului condus devine zero (vezi și figura 5).

Punctul $0''_2$ se determină astfel : la distanța $l_4 = l'_3$ de ghidajul y—y se duce dreapta Δ care intersectează cercul C_{Ce} în punctul C''_e cu centrul C''_e și de rază l'_3 se duce un arc de cerc care intersectează pe C_{O2} în O''_2 Articulația 0_2 nu poate coborî pe C_{O2} mai jos decît O''_2 deoarece mecanismul nu mai funcționează. Poziției O'_2 pentru articulația reglabilă 0_2 îi corespunde excentricitatea e_{max}.

Pentru ca relațiile de analiză cinematică (9) să poată fi folosite în orice poziție a reglării, trebuie să se expliciteze mărimile e, α variabile de la o reglare la alta. Se adoptă ca parametru de reglare unghiul Ψ care este format din direcția fixă $0_1 0'_2$ și direcția variabilă $0_1 0_2$. Unghiul Ψ se modifică după cum dorim.

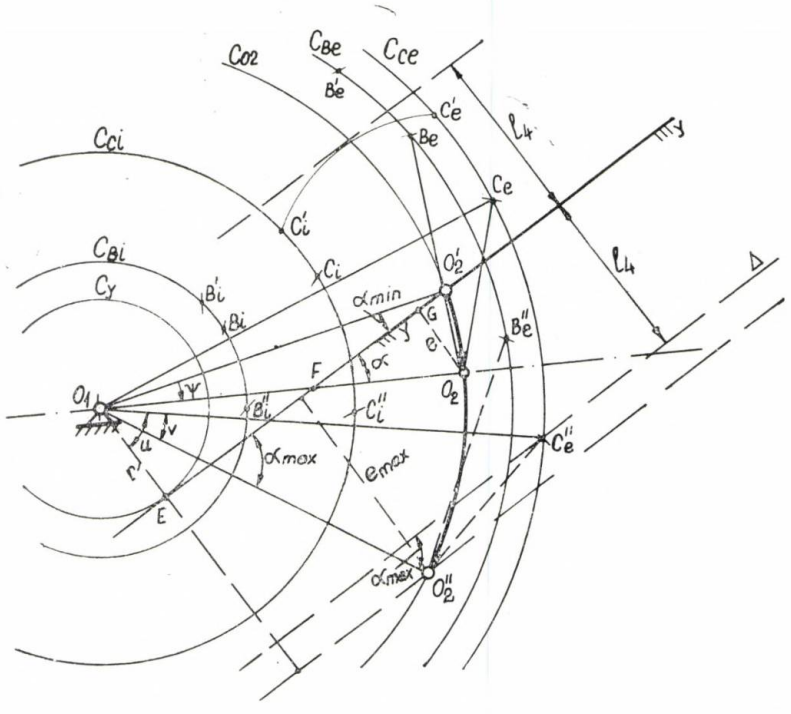


Fig. 6 Limitele de reglare ale mecanismului cu cursă reglabilă.

În funcție de acest unghi se vor exprima α și e astfel :

Din $\Delta O_1 O_2' E$ rezultă :

$$\alpha_{min} = \arcsin \frac{r}{l_o} \tag{10}$$

iar din $\Delta O_1 O_2' F$ se poate scrie

$$\alpha = \Psi' + \alpha_{min} \tag{11}$$

Din $\Delta O_1 EF$ se poate scrie

$$e = l_o \sin \alpha - r \tag{12}$$

ținînd seama și de $\Delta F O_2 G$.

Unghiul Ψ' pentru reglarea articulației O_2 de la O_2' la O_2'' ia valori de la zero pînă la Ψ'_{max} Mărimea unghiului Ψ'_{max} se determină pe baza figurii 6, cu relația

$$\Psi'_{max} = 90^\circ - u + v - \alpha_{min}; \tag{13}$$

unde :

$$u = \arccos \frac{r + l_4}{O_1 C_e};$$

$$v = \arccos \frac{l_0^2 + O_1 C_e^2 - (l_3')^2}{2 l_o O_1 C_e} \tag{14}$$

Corespunzător lui Ψ'_{max} avem, conform (11) : $\alpha_{max} = \Psi'_{max} + \alpha_{min}$ și conform (12) : $e_{max} = l_o \sin \alpha_{max} - r$.

Cursa S a elementului condus 5 se determină cu relația ;

$$S = l_3'(\cos \varphi'_{3min} - \cos \varphi'_{3max}) + \\ + \sqrt{l_4^2 - (l_3' \sin \varphi'_{3min} - e)^2} - \\ - \sqrt{l_4^2 - (l_3' \sin \varphi'_{3max} - e)^2}; \tag{15}$$

unde :

$$\varphi'_{3min} = 180^\circ - (\alpha + \beta) - \\ - \arccos \frac{l_0^2 + l_3^2 - (l_1 + l_2)^2}{2 l_o l_3}; \tag{16}$$

$$\varphi'_{3max} = 180^\circ - (\alpha + \beta) - \\ - \arccos \frac{l_0^2 + l_3^2 - (l_2 - l_1)^2}{2 l_o l_3}.$$

Pe baza relațiilor deduse se poate întocmi organigrama necesară realizării analizei cinematice (fig. 7).

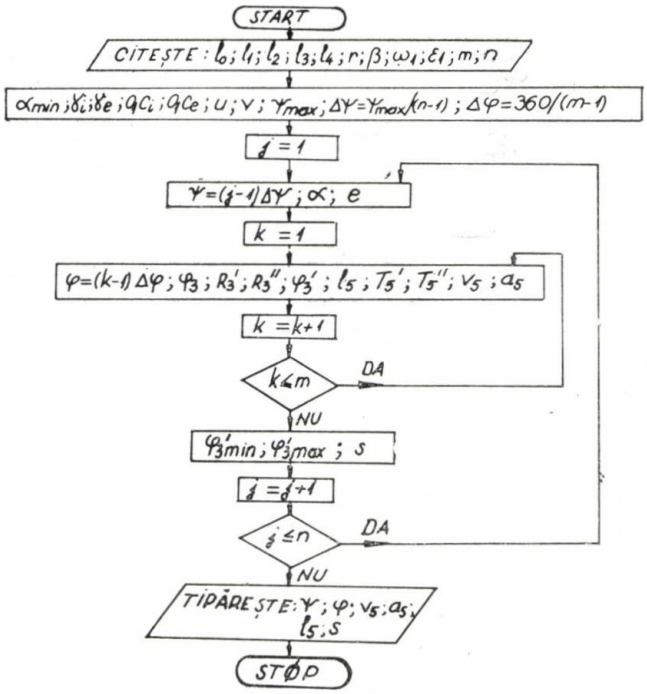


Fig. 7 Organigrama privind analiza cinematică a mecanismului cu cursa reglabilă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Altschul, R.:* Getriebe mit stufenlos verstellbarem Hub, In Maschinenbautechnik, 6 Jg., Vol. 6, (1957), p. 340—346.

[2] *Altman, F. G.:* Stufenlos verstellbare, mechanische Getriebe, In VDI — Tagungsheft 1, Düsseldorf, (1953), p. 1—10.

[3] *Hain, K.:* Stufenlos verstellbare, gleichförmige Geradschub-Bewegungen mit schnellen Rückgang, In Werkstattechnik und Maschinenbau, Vol. 40, (1950), p. 358—360.

[4] *Handra-Luca, V.:* Proiectarea mecanismelor cu oscilații reglabile, In Construcția de mașini, Vol. 16, Nr. 8, (1964), p. 431—434.

[5] *Handra-Luca, V.:* The Stidy of Adjustable Mechanism, In Journal of Engineering for Industry, Vol. 95, Serie B, No. 3, (1973), p. 677—680.

[6] *Handra-Luca, V.:* Contribuții la studiul mecanismelor cu oscilații reglabile. In lucrările SYROM'73, București, 7—13 Iunie, Vol. A, Paper A—26, p. 351—363.

[7] *Handra-Luca, V.:* Synthese der Getriebe mit stufenlos verstellbaren Schwingungen mit Hilfe des Uebertragungswinkels, In Proceedings of the Fourth World Congress on the Theory of Machines and Mechanisms, Newcastle upon Tyne, England, Vol. 1, (1975), p. 127—132.

[8] *Handra-Luca, V.:* Contribuții la sinteza mecanismelor cu oscilații reglabile, In Comunicările celui de al doilea simpozion de Mecanisme și transmisii mecanice, Reșița, Vol. 1, (1976), p. 84—93.

[9] *Handra-Luca, V.:* Contribuții la analiza și sinteza mecanismelor plane pe baza funcțiilor de transmitere, Teză de doctorat, Institutul Politehnic București, 1969.

[10] *Szekely, I., Handra-Luca, V.:* Studiul cinematic al mecanismelor plane cu ajutorul funcțiilor de transmitere, In Studii și cercetări de mecanică agricolă, Vol. 2, No. 2—3, (1968), p. 235—250.

CZ : 530.1 : 621—231

Algoritme și programe pentru analiza matriceală a mecanismelor plane

Conf. dr. Iulian **POPESCU** — Universitatea Craiova

1. Metoda matriceală de analiză a mecanismelor plane, oferă avantajele calculului analitic, precum și avantajul folosirii unor subrutine standard ale calculatoarelor, referitoare la operații cu matrice. În scopul aplicării pe o scară largă a acestei metode, s-au stabilit procedee de calcul pentru fiecare grupă cinematică și pentru elemente conducătoare.

2. Pentru calculul cinematic al grupelor cinematice și elementelor conducătoare, s-au stabilit relații pentru pozițiile punctelor de pe elemente, pentru viteze și pentu accelerații. În figura 1 sînt indicate mărimile de intrare și de ieșire la analiza cinematică a grupelor cinematice uzuale. Pentru exemplificarea datelor din figura 1, se indică în continuare modul de calcul pentru diada de aspectul 4.

Se consideră diada de aspectul 4 din figura 2, la care se cunosc pozițiile ghidajelor date de φ_1 și φ_4 pozițiile punctelor B și D, vitezele și accelerațiile unghiulare $\dot{\varphi}_1$, $\dot{\varphi}_4$, $\ddot{\varphi}_1$, $\ddot{\varphi}_4$ precum și vitezele și accelerațiile punctelor B și D.

Considerîndu-se diada ca dipol cinematic, se calculează poziția, viteza și accelerația lui C, iar pentru diada cvadripol cinematic, se calculează pozițiile, vitezele și accelerațiile punctelor E și F.

Pientru diada dipol, se scriu ecuațiile :

$$\begin{aligned}(x_3 - x_1)\sin\varphi_1 - (y_3 - y_1)\cos\varphi_1 &= h_2\,;\\ (x_3 - x_2)\sin\varphi_4 - (y_3 - y_2)\cos\varphi_4 &= h_3,\end{aligned} \tag{1}$$

rezultînd :

$$y_3 = x_3 \operatorname{tg}\varphi_1 + A,$$

$$x_3 = \frac{x_2 \sin\varphi_4 + A\cos\varphi_4 - y_2\cos\varphi_4 + h_3}{\sin\varphi_4 - \operatorname{tg}\varphi_1 \cdot \cos\varphi_4}$$

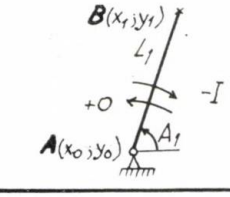
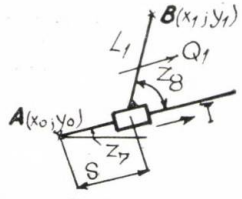
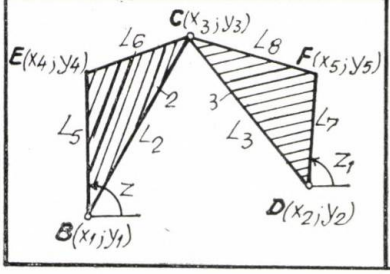
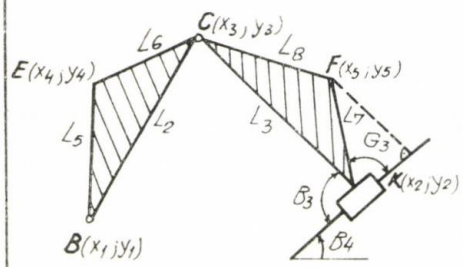
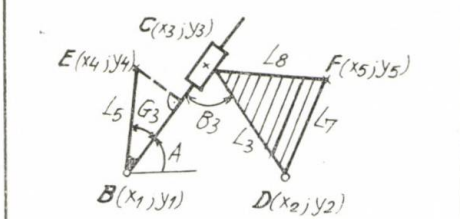
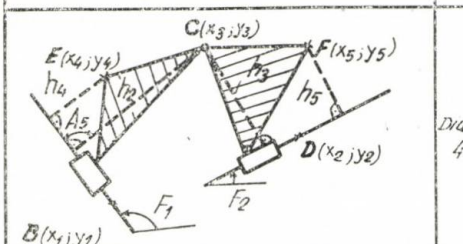
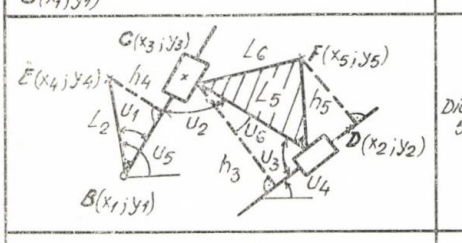
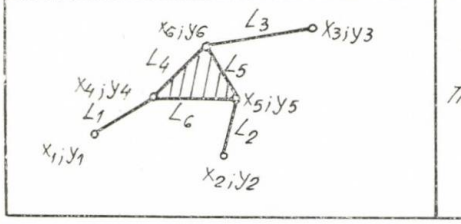
Schița	Denumirea		Relații pt. deplasări	Deplasări		Viteze		Accelerații	
				Intrare	Ieșire	Intrare	Ieșire	Intrare	Ieșire
	Element conducător rotație		$x_1 = x_0 + L_1 \cos A_1$ $y_1 = y_0 + L_1 \sin A_1$	$x_0 ; y_0 ; L_1 ; A_1$	$x_1 ; y_1$	$\sigma \equiv \omega_1$	$\dot{x}_1 ; \dot{y}_1$	$I \equiv \varepsilon_1$	$\ddot{x}_1 ; \ddot{y}_1$
	Element conducător translație		$x_1 = x_0 + S\cos Z_7 + L_1 \cos(Z_7 + Z_8)$ $y_1 = y_0 + S\sin Z_7 + L_1 \sin(Z_7 + Z_8)$	$x_0 ; y_0 ; L_1 ; S ; Z_7 ; Z_8$	$x_1 ; y_1$	Q_1	$\dot{x}_1 ; \dot{y}_1$	I	$\ddot{x}_1 ; \ddot{y}_1$
	Diada 1	dipol	$(x_3 - x_1)^2 + (y_3 - y_1)^2 = L_2^2$ $(x_3 - x_2)^2 + (y_3 - y_2)^2 = L_3^2$	$x_1 ; y_1 ; x_2 ; y_2 ; L_2 ; L_3$	$x_3 ; y_3$	$\dot{x}_1 ; \dot{y}_1$ $\dot{x}_2 ; \dot{y}_2$	$\dot{x}_3 ; \dot{y}_3$	$\ddot{x}_1 ; \ddot{y}_1$ $\ddot{x}_2 ; \ddot{y}_2$	$\ddot{x}_3 ; \ddot{y}_3$
		cvadripol	$(x_4 - x_3)^2 + (y_4 - y_3)^2 = L_6^2$ $(x_4 - x_1)^2 + (y_4 - y_1)^2 = L_5^2$ $(x_5 - x_3)^2 + (y_5 - y_3)^2 = L_8^2$ $(x_5 - x_2)^2 + (y_5 - y_2)^2 = L_7^2$	$L_5 ; L_6 ; L_7 ; L_8$	$x_4 ; y_4$ $x_5 ; y_5$		$\dot{x}_4 ; \dot{y}_4$ $\dot{x}_5 ; \dot{y}_5$ $\dot{z} ; \dot{z}_1$		$\ddot{x}_4 ; \ddot{y}_4 ; \ddot{x}_5 ; \ddot{y}_5$ $\ddot{z} ; \ddot{z}_1$

Fig. 1 Datele de calcul pentru elemente și grupe cinematice.

Schița	Denumirea		Relații pt deplasări	Deplasări		Viteze		Accelerații	
				Intrare	Ieșire	Intrare	Ieșire	Intrare	Ieșire
	Diada 2	dipol	$(x_3-x_1)^2+(y_3-y_1)^2=L_2^2$ $(x_3-x_2)\sin B_4-(y_3-y_2)\cdot\cos B_4=L_3\sin\beta_3$	x_1, y_1, x_2, y_2 B_4, L_2, L_3	x_3, y_3	x_1, y_1 x_2, y_2 B_4	x_3, y_3	$\ddot{x}_1, \ddot{y}_1$ $\ddot{x}_2, \ddot{y}_2$ B_4	$\ddot{x}_3, \ddot{y}_3$
		cvadipol	$(x_4-x_3)^2+(y_4-y_3)^2=L_6^2$ $(x_4-x_1)^2+(y_4-y_1)^2=L_5^2$ $(x_5-x_3)^2+(y_5-y_3)^2=L_8^2$ $(x_5-x_2)\sin B_4-(y_5-y_2)\cdot\cos B_4-L_7\sin G_3=0$	L_5, L_6, L_7 L_8 G_3, B_3	x_4, y_4 x_5, y_5		x_4, y_4 x_5, y_5 $S_1\equiv\omega_2$ $S_2\equiv\omega_3$		x_4, y_4 x_5, y_5 $S_7\equiv\varepsilon_2$ $S_8\equiv\varepsilon_3$
	Diada 3	dipol	$(x_3-x_2)^2+(y_3-y_2)^2=L_3^2$ $(x_2-x_1)\sin A-(y_2-y_1)\cdot\cos A-L_3\cos\beta_3$ $y_3-y_1-(x_3-x_1)\operatorname{tg}A=0$	x_1, y_1 x_2, y_2 L_3, β_3	x_3, y_3	x_1, y_1 x_2, y_2	x_3, y_3	$\ddot{x}_1, \ddot{y}_1$ $\ddot{x}_2, \ddot{y}_2$	$\ddot{x}_3, \ddot{y}_3$
		cvadipol	$(x_4-x_1)^2+(y_4-y_1)^2=L_5^2$ $(x_5-x_3)^2+(y_5-y_3)^2=L_8^2$ $(x_5-x_2)^2+(y_5-y_2)^2=L_7^2$ $(x_4-x_1)\sin A-(y_4-y_1)\cdot\cos A-L_5\sin G_3=0$	L_8, L_5, L_7 G_3	x_4, y_4 x_5, y_5		x_4, y_4 x_5, y_5 $S_1\equiv\omega_2$ $S_2\equiv\omega_3$		x_4, y_4 x_5, y_5 $S_7\equiv\varepsilon_2$ $S_8\equiv\varepsilon_3$

Schița	Denumirea		Relații pt deplasări	Deplasări		Viteze		Accelerații	
				Intrare	Ieșire	Intrare	Ieșire	Intrare	Ieșire
	Diada 4	dipol	$(x_3-x_1)\sin F_1-(y_3-y_1)\cos F_1=h_2$ $(x_3-x_2)\sin F_2-(y_3-y_2)\cos F_2=h_3$	x_1, y_1 x_2, y_2 h_2, h_3 F_1, F_2	β_3, y_3	x_1, y_1 x_2, y_2 F_1, F_2	$\dot{x}_3, \dot{y}_3$	$\ddot{x}_1, \ddot{y}_1$ $\ddot{x}_2, \ddot{y}_2$ F_1, F_2	$\ddot{x}_3, \ddot{y}_3$
		cvadipol	$(x_4-x_3)^2+(y_4-y_3)^2=L_{EC}^2$ $(x_5-x_3)^2+(y_5-y_3)^2=L_{FC}^2$ $(x_4-x_1)\sin F_1-(y_4-y_1)\cos F_1=h_4$ $(x_5-x_2)\sin F_2-(y_5-y_2)\cos F_2=h_5$	L_{EC}, L_{FC} h_4, h_5	x_4, y_4 x_5, y_5		x_4, y_4 x_5, y_5		$\ddot{x}_4, \ddot{y}_4$ $\ddot{x}_5, \ddot{y}_5$
	Diada 5	dipol	$(x_3-x_2)\sin U_4-(x_3-y_2)\cos U_4=h_3$ $y_3-y_1-(x_3-x_1)\operatorname{tg}(U_5-U_4)=0$ $U_5-U_4=\pi-U_2-(U_3-U_4)$	x_1, y_1 x_2, y_2 h_3, U_3 U_4, U_3	x_3, y_3	x_1, y_1 x_2, y_2 U_4	x_3, y_3	$\ddot{x}_1, \ddot{y}_1$ $\ddot{x}_2, \ddot{y}_2$ U_4	$\ddot{x}_3, \ddot{y}_3$
		cvadipol	$(x_4-x_1)\sin(U_5-U_1)-(y_4-y_1)\cdot\cos(U_5-U_4)=h_4$ $(x_4-x_1)^2+(y_4-y_1)^2=L_2^2$ $(x_5-x_2)\sin U_4-(y_5-y_2)\cos U_4=h_5$ $(x_5-x_3)^2+(y_5-y_2)^2=L_6^2$ $U_4=U_5-U_1-\pi+U_2+U_3$	L_2, L_6 h_4, h_5 U_1	x_4, y_4 x_5, y_5		x_4, y_4 x_5, y_5 U_5		$\ddot{x}_4, \ddot{y}_4$ $\ddot{x}_5, \ddot{y}_5$ $\ddot{U}_5$
	Triadă		$(x_4-x_1)^2+(y_4-y_1)^2=L_1^2$ $(x_4-x_5)^2+(y_4-y_5)^2=L_6^2$ $(x_5-x_2)^2+(y_5-y_2)^2=L_2^2$ $(x_5-x_6)^2+(y_5-y_6)^2=L_5^2$ $(x_6-x_3)^2+(y_6-y_3)^2=L_3^2$ $(x_6-x_4)^2+(y_6-y_4)^2=L_4^2$	x_1, y_1 x_2, y_2 x_3, y_3 L_1, L_2, L_3 L_4, L_5, L_6	x_4, y_4 x_5, y_5 x_6, y_6	$x_1, \dot{y}_1$ x_2, y_2 $\dot{x}_3, \dot{y}_3$	$x_4, \dot{y}_4$ x_5, y_5 x_6, y_6	$\ddot{x}_1, \ddot{y}_1$ $\ddot{x}_2, \ddot{y}_2$ $\ddot{x}_3, \ddot{y}_3$	$\ddot{x}_4, \ddot{y}_4$ $\ddot{x}_5, \ddot{y}_5$ $\ddot{x}_6, \ddot{y}_6$

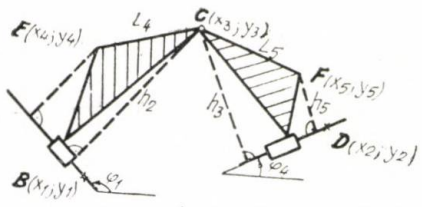


Fig. 2 Diada de aspectul 4, cvadripol cinematic.

unde :

$$A = \frac{1}{\cos\varphi_1}(-x_1 \sin\varphi_1 - h_2 + y_1 \cos\varphi_1).$$

Pentru diada cvadripol cinematic, se scriu ecuațiile :

$$(x_4 - x_3)^2 + (y_4 - y_3)^2 = L_4^2;$$

$$(x_4 - x_1)\sin\varphi_1 - (y_4 - y_1)\cos\varphi_1 = h_4: \quad (2)$$

$$(x_5 - x_3)^2 + (y_5 - y_3)^2 = L_5^2;$$

$$(x_5 - x_2)\sin\varphi_4 - (y_5 - y_2)\cos\varphi_4 = h_5;$$

iar cu notațiile :

$$E = \frac{1}{\cos\varphi_1}(-x_1\sin\varphi_1 + y_1\cos\varphi_1 - h_4):$$

$$F = x_3^2 + E^2 - 2Ey_3 + y_3^2 - L_4^2;$$

$$G = 1 + \operatorname{tg}^2\varphi_1; \quad N = 1 + \operatorname{tg}^2\varphi_4;$$

$$H = 2(-x_3 + E\operatorname{tg}\varphi_1 - y_3\operatorname{tg}\varphi_1);$$

$$K = \frac{-x_2\sin\varphi_4 + y_2\cos\varphi_4 - h_5}{\cos\varphi_4};$$

$$M = x_3^2 + K^2 - 2y_3K + y_3^2 - L_5^2;$$

$$P = 2(-x_3 + K\operatorname{tg}\varphi_4 - y_3\operatorname{tg}\varphi_4),$$

rezultă :

$$x_4 = \frac{-H \pm \sqrt{H^2 - 4GF}}{2G};$$

$$x_5 = \frac{-P \pm \sqrt{P^2 - 4NM}}{2N},$$

$$y_4 = x_4\operatorname{tg}\varphi_1 + E; \quad y_5 = x_5\operatorname{tg}\varphi_4 + K.$$

Prin derivarea relațiilor (1) rezultă :

$$(\dot{x}_3 - \dot{x}_1)\sin\varphi_1 + (x_3 - x_1)\cos\varphi_1\cdot\dot{\varphi}_1 -$$

$$-(\dot{y}_3 - \dot{y}_1)\cos\varphi_1 + (y_3 - y_1)\sin\varphi_1\cdot\dot{\varphi}_1 = 0;$$

$$(\dot{x}_3 - \dot{x}_1)\sin\varphi_4 + (x_3 - x_2)\cos\varphi_4\cdot\dot{\varphi}_4 -$$

$$-(\dot{y}_3 - \dot{y}_2)\cos\varphi_4 + (y_3 - y_2)\sin\varphi_4\cdot\dot{\varphi}_4 = 0$$

ceea ce matriceal se scrie :

$$\underbrace{\begin{vmatrix} -\sin\varphi_1 & \cos\varphi_1 & C_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin\varphi_4 & \cos\varphi_4 & C_2 \end{vmatrix}}_{(M)} \underbrace{\begin{vmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{y}_1 \\ \dot{\varphi}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{y}_2 \\ \dot{\varphi}_4 \end{vmatrix}}_{(V)} +$$

$$+ \underbrace{\begin{vmatrix} \sin\varphi_1 & -\cos\varphi_1 \\ \sin\varphi_1 & -\cos\varphi_4 \end{vmatrix}}_{(Q)} \underbrace{\begin{vmatrix} \dot{x}_3 \\ \dot{y}_3 \end{vmatrix}}_{(V_1)} = 0;$$

respectiv :

$$(V_1) = -(Q)^{-1}(M)(V), \quad (3)$$

unde :

$$C_1 = (x_3 - x_1)\cos\varphi_1 + (y_3 - y_1)\sin\varphi_1:$$

$$C_2 = (x_3 - x_2)\cos\varphi_4 + (y_3 - y_2)\sin\varphi_4$$

Similar, prin derivarea relațiilor (2) rezultă:

$$(x_4 - x_3)(\dot{x}_4 - \dot{x}_3) + (y_4 - y_3)(\dot{y}_4 - \dot{y}_3) = 0;$$

$$(\dot{x}_4 - \dot{x}_1)\sin\varphi_1 + (x_4 - x_1)\cos\varphi_1\cdot\dot{\varphi}_1 - (\dot{y}_4 -$$

$$-\dot{y}_1)\cos\varphi_1 + (y_4 - y_1)\sin\varphi_1\cdot\dot{\varphi}_1 = 0;$$

$$(x_5 - x_3)(\dot{x}_5 - \dot{x}_3) + (y_5 - y_3)(\dot{y}_5 - \dot{y}_3) = 0;$$

$$(\dot{x}_5 - \dot{x}_2)\sin\varphi_4 + (x_5 - x_2)\cos\varphi_4\cdot\dot{\varphi}_4 -$$

$$-(\dot{y}_5 - \dot{y}_2)\cos\varphi_4 + (y_5 - y_2)\sin\varphi_4\cdot\dot{\varphi}_4 = 0,$$

respectiv matriceal :

$$\underbrace{\begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\sin\varphi_1 & \cos\varphi_1 & C_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin\varphi_4 & \cos\varphi_4 & C_4 \end{vmatrix}}_{(M_1)} \underbrace{\begin{vmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{y}_1 \\ \dot{\varphi}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{y}_2 \\ \dot{\varphi}_4 \end{vmatrix}}_{(V)} +$$

$$+ \underbrace{\begin{vmatrix} x_3 - x_4 & y_3 - y_4 \\ 0 & 0 \\ x_3 - x_5 & y_3 - y_5 \\ 0 & 0 \end{vmatrix}}_{(M_2)} \underbrace{\begin{vmatrix} \dot{x}_3 \\ \dot{y}_3 \end{vmatrix}}_{(V_1)} +$$

$$+\underbrace{\begin{vmatrix} x_5 - x_3 & y_5 - y_3 & 0 & 0 \\ \sin\varphi_1 & -\cos_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & x_4 - x_3 & y_4 - y_3 \\ 0 & 0 & \sin\varphi_4 & -\cos\varphi_4 \end{vmatrix}}_{(Q_1)} \cdot \underbrace{\begin{vmatrix} \dot{x}_4 \\ \dot{y}_4 \\ \dot{x}_5 \\ \dot{y}_5 \end{vmatrix}}_{(V_2)} = 0,$$

sau :

$$(V_2) = -(Q_1)^{-1}\,[(M_1)\,(V) + (M_2)\,(V_1)], \quad (4)$$

unde :

$$C_3 = (\dot{x}_4 - \dot{x}_1)\cos\varphi_1 + (\dot{y}_4 - \dot{y}_1)\sin\varphi_1 :$$

$$C_4 = (\dot{x}_5 - \dot{x}_2)\cos\varphi_4 + (\dot{y}_5 - \dot{y}_2)\sin\varphi_4 .$$

Prin derivarea relațiilor (3) și (4), s-au obținut ecuațiile :

$$(A_1) = -(Q_1)^{-1}\,[(M)\,(A_3) + (K)] :$$

$$(A_2) = -(Q)^{-1}\,[(M_1)\,(A_3) + (M_2)\,A_1) + (K_1)],$$

unde :

$$(K_1) = \begin{vmatrix} (\dot{x}_4 - \dot{x}_3)^2 + (\dot{y}_4 - \dot{y}_3)^2 \\ C_7 \\ (\dot{x}_5 - \dot{x}_3)^2 + (\dot{y}_5 - \dot{y}_3)^2 \\ C_8 \end{vmatrix},$$

$$C_8 = 2\dot{\varphi}_4[(\dot{x}_5 - \dot{x}_2)\cos\varphi_4 + (\dot{y}_5 - \dot{y}_2)\sin\varphi_4] +$$

$$+\dot{\varphi}_4^2[(y_5 - y_2)\cos\varphi_4 - (x_5 - x_2)\sin\varphi_4].$$

Programul, în limbaj BASIC. În figura 3 se exemplifică cele de mai sus prin rezultatele obținute la calculator. Exactitatea acestor rezultate este confirmată de verificarea grafică din figura 4 a pentru poziții și viteze, respectiv 4 b pentru accelerații.

3. Calculul reacțiunilor din cuple se poate face de asemenea matriceal pentru fiecare grupă cinematică și pentru elementele conducătoare. Metodele de calcul folosite se exemplifică în continuare pentru diada de aspectul 4, figura 5. Se scriu ecuațiile de proiecții ale forțelor pentru întreaga grupă cinematică, precum și condițiile ca reacțiunile P_{12} și P_{43} să fie perpendiculare pe ghidajele respective :

$$P_{12x} + P_{2x} + P_{3x} + P_{43x} = 0 ;$$

$$P_{12y} + P_{2y} + P_{3y} + P_{43y} = 0 ;$$

$$P_{12x} + P_{12y} \cdot \operatorname{tg}\varphi_1 = 0 :$$

$$P_{43x} + P_{43y} \cdot \operatorname{tg}\varphi_4 = 0 .$$

Matriceal, se scrie :

```
H2 = 48 H3 = 35 H4 = 24 H5 = 15 L4 = 28 L5 = 28
FI1 = 135 FI4 = 29 X1 = 29 Y1 = 16 X2 = 89 Y2 = 34
X3 = 108. 2366140708 Y3 = 4. 6456369231 X4 = 101. 4640903516 Y4 = -22. 5229648547
X5 = 115. 6793976889 Y5 = 31. 63832060815 X1' = 20 Y1' = 15 FI1' = 2 X2' = 25 Y2' = 20
FI4' = 1
X3' = 137. 3141104374 Y3' = 78. 86784385801 X4' = 191. 651313993 Y4' = 65. 3227964198 X5'
= 99. 3272243955 Y5' = 89. 34209593438
X1'' = 30 Y1'' = 15 FI1'' = 2 X2'' = 25 Y2'' = 20 FI4'' = 1
X3'' = 288. 7906036058 Y3'' = 412. 7054209828 X4'' = 370. 217902041 Y4'' = 507. 8347806533
X5'' = 231. 4929595104 Y5'' = 370. 3807998194
```

Fig. 3 Rezultate de calcul obținute cu programul din fig. 3.

$$(K) = \begin{vmatrix} C_5 \\ C_6 \end{vmatrix},$$

unde s-au folosit notațiile :

$$C_5 = 2\dot{\varphi}_1\,[(\dot{x}_3 - \dot{x}_1)\cos\varphi_1 + (\dot{y}_3 - \dot{y}_1)\sin\varphi_1] +$$

$$+\dot{\varphi}_1^2[(y_3 - y_1)\cos\varphi_1 - (x_3 - x_1)\sin\varphi_1],$$

$$C_6 = 2\dot{\varphi}_4[(\dot{x}_3 - \dot{x}_2)\cos\varphi_4 + (\dot{y}_3 - \dot{y}_2)\sin\varphi_4] +$$

$$+\dot{\varphi}_4^2[(y_3 - y_2)\cos\varphi_4 - (x_3 - x_2)\sin\varphi_4],$$

$$C_7 = 2\dot{\varphi}_1[(\dot{x}_4 - \dot{x}_1)\cos\varphi_1 + (\dot{y}_4 - \dot{y}_1)\sin\varphi_1] +$$

$$+\dot{\varphi}_1^2[(y_4 - y_1)\cos\varphi_1 - (x_4 - x_1)\sin\varphi_1],$$

$$\underbrace{\begin{vmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \\ 1 & \operatorname{tg}\varphi_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & \operatorname{tg}\varphi_4 \end{vmatrix}}_{(M)} \cdot \underbrace{\begin{vmatrix} P_{12x} \\ P_{12y} \\ P_{43x} \\ P_{43y} \end{vmatrix}}_{(P)} + \underbrace{\begin{vmatrix} P_{2x} + P_{3x} \\ P_{2y} + P_{3y} \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix}}_{(N)} = 0,$$

respectiv :

$$(P) = -(M)^{-1}\,(N)$$

Se scriu proiecțiile pe axe pentru forțele ce acționează asupra elementului 2 :

$$P_{12x} + P_{2x} + P_{32x} = 0 ;$$

$$P_{12y} + P_{2y} + P_{32y} = 0,$$

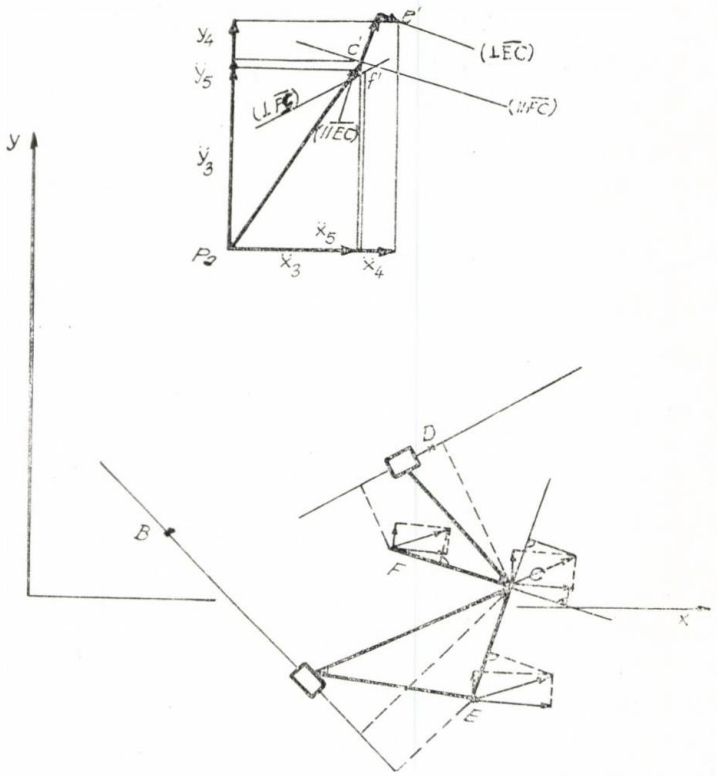


Fig. 4. Verificarea grafică a rezultatelor din fig. 4.

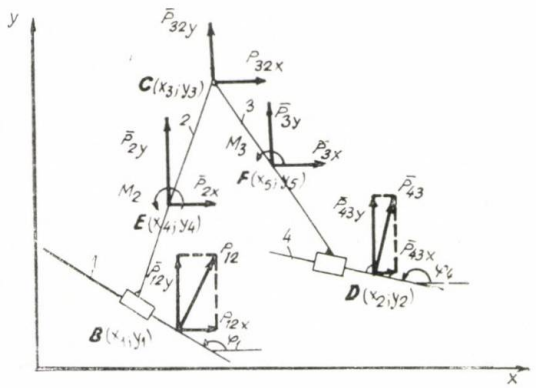


Fig. 5 Reacțiunile din cuple la diada de aspectul 4.

respectiv matriceal :

$$\underbrace{\begin{vmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{vmatrix}}_{(Q)} \underbrace{\begin{vmatrix} P_{32x} \\ P_{32y} \end{vmatrix}}_{(R)} + \underbrace{\begin{vmatrix} P_{12x} + P_{2x} \\ P_{12y} + P_{2y} \end{vmatrix}}_{(T)} = 0,$$

sau :

$$(R) = -(Q)^{-1}(T).$$

Din ecuațiile de momente pentru fiecare element în raport cu C, și pentru întreaga grupă în raport cu B și D, rezultă coordonatele punctelor de aplicație ale reacțiunilor P_{12} și P_{43} :

$$P_{12x}(y_3 - y_1) + P_{2x}(y_3 - y_4) + M_2 - P_{12y}(x_3 - x_1) - P_{2y}(x_3 - x_4) = 0;$$

$$P_{43x}(y_3 - y_2) + P_{43y}(x_2 - x_3) + M_3 + P_{3x}(y_3 - y_5) + P_{3y}(x_5 - x_3) = 0;$$

$$-P_{43x}(y_2 - y_1) + P_{43y}(x_2 - x_1) + M_3 - P_{3x}(y_5 - y_1) + P_{3y}(x_5 - x_1) + M_2 - P_{2x}(y_4 - y_1) - P_{2y}(x_1 - x_4) = 0;$$

$$M_2 + M_3 + P_{12x}(y_2 - y_1) - P_{12y}(x_2 - x_1) - P_{2x}(y_4 - y_1) - P_{2y}(x_2 - x_4) - P_{3x}(y_5 - y_2) - P_{3y}(x_2 - x_5) = 0.$$

Matriceal, se scrie :

$$\underbrace{\begin{vmatrix} P_{12y} & -P_{12x} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & P_{43y} & -P_{43x} \\ -P_{43y} - P_{3y} - P_{2y} & P_{43x} + P_{3x} + P_{2x} & P_{43y} & -P_{43x} \\ P_{12y} & -P_{12x} + P_{2x} & -P_{12y} - P_{2y} - P_{3y} & P_{12x} + P_{3x} \end{vmatrix}}_{(S)} \underbrace{\begin{vmatrix} x_1 \\ y_1 \\ x_2 \\ y_2 \end{vmatrix}}_{(Z)} +$$

$$\underbrace{\begin{vmatrix} y_3P_{1x} + P_{2x}(y_3 - y_4) + M_2 - P_{1y} \cdot x_3 - P_{2y}(x_3 - x_4) \\ y_3P_{43x} - x_3P_{43y} + M_3 + P_{3x}(y_3 - y_5) + P_{3y}(x_5 - x_3) \\ M_3 - P_{3x} \cdot y_5 + P_{3y} \cdot x_5 + M_2 - P_{2x} \cdot y_4 + P_{2y} \cdot x_4 \\ M_2 + M_3 - P_{2x} \cdot y_4 + P_{2y} \cdot x_4 - P_{3x} \cdot y_5 + P_{3y} \cdot x_5 \end{vmatrix}}_{(W)} = 0 ;$$

respectiv :

$$(Z) = -(S)^{-1}(W)$$

Programul poate fi consultat la cerere. În figura 6 se dau rezultatele obținute pentru o poziție a diadei. Verificarea se poate face direct, algebric.

4. Similar s-au calculat pozițiile, vitezele, accelerațiile, forțele de inerție și reacțiunile din cuple pentru toate grupele cinematice uzuale. S-a studiat, de asemenea, și analiza dinamică matriceală a mecanismelor plane. Relațiile de calcul, programele, rezultatele și modul de verificare a rezultatelor, sînt date detaliat în [2].

```
X1 = 0 Y1 = 0 X2 = 0 Y2 = 0 X3 = 46 Y3 = 73 X4 = 34 Y4 = 41 X5 = 61 Y5 = 62
P2X = 20 P2Y = 15 M2 = 5 P3X = 15 P3Y = 20 M3 = 10
FI1 = 143 FI4 = 167
P12X = -42. 69338011486 P12Y = -68. 32369)3593 P43X = 7. 69338011486 P43Y =
= 33. 3236903593 P32X = 22. 69338011486 P32Y = 53. 3236903593
X1 = 7. 190375776829 Y1 = 7. 190375776811 X2 = 7. 340419182791 Y2 = 7. 190375776821
```

Fig. 6 Rezultate de calcul obținute cu programul din fig. 7.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Buculei, M.* : Curs de mecanisme. Reprografia Universității din Craiova, 1976.

[2] *Popescu, I.* : Mecanisme — Analiză matriceală. Reprografia Universității din Craiova, 1977.

CZ : 621.113/.114

Contribuții la optimizarea suspensiei automobilelor

Acad. Radu **VOINEA**, dr. ing. Mariana **FRĂȚILĂ** — Institutul Politehnic — București

Introducere

Perfecționarea calității suspensiei automobilelor, pentru a putea răspunde celor mai exigente cerințe ale competitivității pe plan mondial, necesită îmbunătățirea metodelor de studiu și folosirea calculatoarelor electronice care permit conversația om-mașină în diferite domenii ale cercetării. Lucrarea urmărește să soluționeze o parte din aceste probleme și să organizeze dialogul cercetătorului cu calculatorul electronic pentru a stabili căile generale care conduc la îmbunătățirea confortului și siguranței în exploatare a automobilelor și pentru a realiza optimizarea suspensiei lor.

Studiul oscilațiilor aleatoare ale automobilelor

Modelul matematic folosit pentru studiul oscilațiilor automobilului (fig. 1) ia în considerare : masa suspendată M, masele nesuspendate față și spate (m_1, respectiv m_2) și masele a cinci persoane m_{oj} ($j = 1, \ldots, 5$) așezate pe scaune. Poziția persoanelor așezate pe scaune se alege astfel ca să permită studiul oscilațiilor aleatoare conform standardului în vigoare în țara noastră [6]. În cazul unui autobuz persoanele se consideră așezate pe scaunele din următoarele puncte : punte față, centru de greutate, punte spate, șofer, o poziție oarecare. În cazul unui autoturism persoanele ocupă cele 5 locuri, corespunzînd scaunelor din față și din spate.

Au fost luate în considerare 14 grade de libertate, concretizate în următoarele coordonate generalizate :

— deplasările pe verticală ale persoanelor (q_1, q_2, q_3, q_4, q_5) ;
— deplasările pe verticală ale masei suspendate în dreptul punții față și spate (q_6 și q_7) ;

medie nulă, se poate considera că drumul este descris de o funcție aleatoare, staționară, ergodică, cu media nulă.

În cazul acestui model, energia cinetică E și funcția disipativă R sînt forme pătratice cu coeficienți constanți în $\dot{q}_k$ iar funcția de forțe U este formă pătratică cu coeficienți constanți

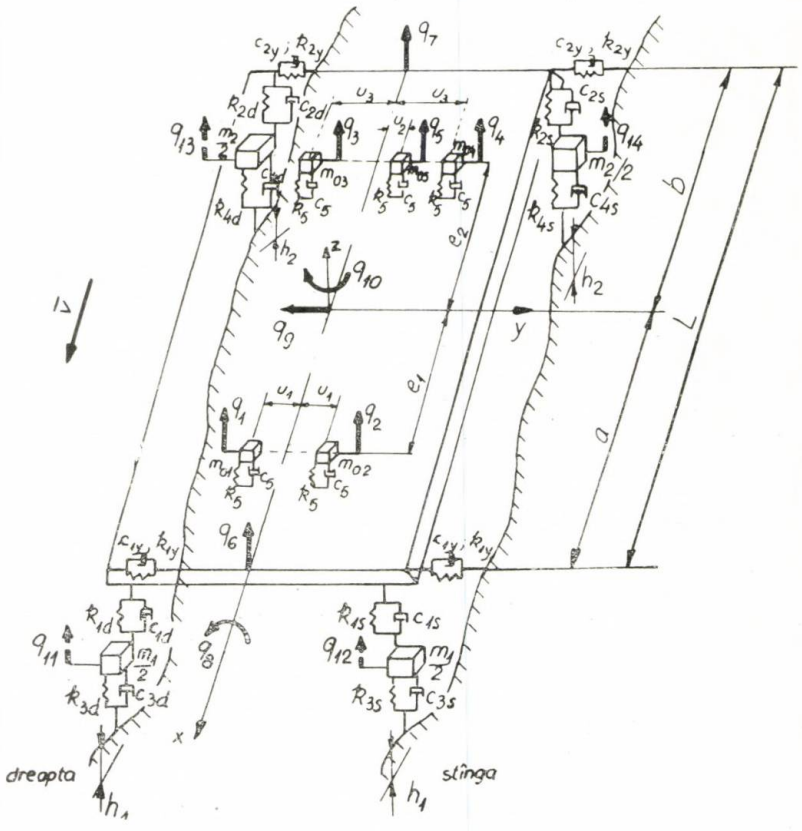


Fig. 1 Modelul cu 14 grade de libertate folosit pentru studiul vibrațiilor automobilelor cu două punți.

— unghiul de ruliu (q_8) al masei suspendate corespunzător rotației în jurul axei de simetrie $0x$ care trece prin centrul ei de greutate ;
— translația rigidă (q_9) a automobilului pe direcția axei transversale $0y$;
— rotația rigidă (q_{10}) a automobilului în jurul axei verticale $0z$ ce trece prin centrul lui de greutate ;
— 4 parametri (q_{11}, q_{12}, q_{13} q_{14}) ce caracterizează mișcarea maselor nesuspendate pe verticală, aleși diferențiat în funcție de tipul suspensiei. Astfel, pentru suspensia independentă cu braț transversal pe puntea față și spate parametrii ce caracterizează mișcarea maselor nesuspendate, sînt unghiurile (q_{11}, q_{12}, q_{13} q_{14}) de rotire a maselor nesuspendate în jurul punctelor de articulație ale brațelor pe cadru.

Se consideră că automobilul se deplasează cu mișcare rectilinie și uniformă, cu viteza $\overline{v}$ constantă, fiind supus excitației aleatoare produsă de denivelările drumului. Raportînd denivelările drumului în planul de denivelare

în q_k Notînd cu f_k (t) forțele generalizate perturbatoare datorită neregularităților drumului, ecuațiile lui Lagrange devin :

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\delta E}{\delta \dot{q}_k}\right) = \frac{\delta U}{\delta q_k} + \frac{\delta R}{\delta \dot{q}_k} + f_k(t)\,, \quad k = 1,2,\ldots,h \tag{1}$$

deoarece $$\frac{\delta E}{\delta q_k} = 0\,. \tag{2}$$

Trecînd la variabile complexe $z_k = q_k + \imath y_k = r_k e^{i(\omega t - \varphi)}$, se observă transformarea de operatori :

$$\frac{d}{dt} \to \imath\omega\,, \text{ iar } \frac{\delta}{\delta \dot{q}_k} \to \frac{1}{\imath\omega}\frac{\delta}{\delta z}\,. \tag{3}$$

Admițînd în plus că $f_k(t)$ este de forma $f_{ko}\cos(\omega t - \varphi)$, ecuațiile lui Lagrange devin :

(4)

$$\frac{\delta S}{\delta z_k} = f_{k0} e^{i(\omega t - \varphi)}, \text{ unde } S = E - U - \frac{1}{i\omega} R.$$

Se observă că S este de asemenea o formă pătratică cu coeficienți constanți (complecși) în z_k, de forma $S = \Sigma Z_{ik} z_i z_k$.

Rezultă ecuațiile lui Lagrange:

$$\sum_{i=1}^{h} Z_{ik} z_i = f_{k0} e^{i(\omega t - \varphi)}, \quad k = 1, 2, \ldots, h. \qquad (5)$$

Sub formă matriceală, relația (5) se poate scrie astfel:

$$[Z] \cdot \{z\} = \{F\}, \qquad (6)$$

unde $[Z] = -\omega^2 [M] + i\omega[c] + [k]$ este matricea simetrică a impedanțelor mecanice complexe; $\{z\}$ și $\{F\}$ sînt matricele coloană ale deplasărilor complexe, respectiv ale forțelor complexe.

Împărțind fiecare din ecuațiile (6) cu amplitudinea denivelărilor drumului, rezultă:

$$[Z] \cdot \{z'\} = \{F'\}, \qquad (7)$$

unde $\{z'\}$ și $\{F'\}$ sînt matricele coloană ale deplasărilor complexe raportate la amplitudinea denivelărilor, respectiv ale forțelor com-

Tabelul 1

$Z_{1,1} = -m_{01}\omega^2 + c_5^* i + k_5$	$Z_{2,2} = -m_{02}\omega^2 + c_5^* i + k_5$	$Z_{3,3} = -m_{03}\omega^2 + c_5^* i + k_5$
$Z_{4,4} = -m_{04}\omega^2 + c_5^* i + k_5$	$Z_{5,5} = -m_{05}\omega^2 + c_5^* i + k_5$	$Z_{1,6} = Z_{2,6} = -\frac{b+e_1}{L}(k_5 + c_5^* i)$
$Z_{1,7} = Z_{2,7} = -\frac{a-e_1}{L}(k_5 + c_5^* i)$	$Z_{1,8} = -Z_{2,8} = u_1(k_5 + c_5^* i)$	$Z_{3,8} = -Z_{4,8} = u_3(k_5 + c_5^* i)$
$Z_{3,6} = Z_{4,6} = Z_{5,6} = -\frac{b-e_2}{L}(k_5 + c_5^* i)$	$Z_{3,7} = Z_{4,7} = Z_{5,7} = -\frac{a+e_2}{L}(k_5 + c_5^* i)$	$Z_{5,8} = -u_2(k_5 + c_5^* i)$
$Z_{6,6} = -(M_1 + m_1)\omega^2 + k_{3d} + k_{3s} + \frac{1}{L^2}\left[2(b+e_1)^2 + 3(b-e_2)^2\right](k_5 + c_5^* i) + (c_{3d}^* + c_{3s}^*) i$		
$Z_{6,7} = -M_3\omega^2 + \frac{1}{L^2}\left[2(b+e_1)(a-e_1) + 3(b-e_2)(a+e_2)\right](k_5 + c_5^* i)$		
$Z_{6,8} = (d_5 - d_3)\left[(k_{3s} - k_{3d}) + (c_{3s}^* - c_{3d}^*) i\right] + \frac{1}{L} u_2 (b-e_2)(k_5 + c_5^* i)$		
$Z_{6,11} = d_7\left(-\frac{m_1}{2}\omega^2 + k_{3d} + c_{3d}^* i\right)$	$Z_{6,12} = d_7\left(-\frac{m_1}{2}\omega^2 + k_{3s} + c_{3s}^* i\right)$	
$Z_{7,7} = -(M_2 + m_2)\omega^2 + k_{4d} + k_{4s} + \frac{1}{L^2}\left[2(a-e_1)^2 + 3(a+e_2)^2\right](k_5 + c_5^* i) + (c_{4d}^* + c_{4s}^*) i$		
$Z_{7,8} = (d_6 - d_4)\left[k_{4s} - k_{4d} + (c_{4s}^* - c_{4d}^*) i\right] + \frac{1}{L} u_2 (a+e_2)(k_5 + c_5^* i)$		
$Z_{7,13} = d_8\left(-\frac{m_2}{2}\omega^2 + k_{4d} + c_{4d}^* i\right)$	$Z_{7,14} = d_8\left(-\frac{m_2}{2}\omega^2 + k_{4s} + c_{4s}^* i\right)$	
$Z_{8,8} = -\left[M\rho_x^2 + m_1(d_5 - d_3)^2 + m_2(d_6 - d_4)^2\right]\omega^2 + d_3^2\left[k_{1d} + k_{1s} + (c_{1d} + c_{1s})\omega i\right] + (d_5 - d_3)^2\left[k_{3d} + k_{3s} + (c_{3d}^* + c_{3s}^*) i\right] + d_4^2\left[k_{2d} + k_{2s} + (c_{2d} + c_{2s})\omega i\right] + \left[k_{4d} + k_{4s} + (c_{4d}^* + c_{4s}^*) i\right](d_6 - d_4)^2 + (2u_1^2 + 2u_3^2 + u_2^2)(k_5 + c_5^* i)$		
$Z_{8,11} = -d_7(d_5 - d_3)\left(-\frac{m_1}{2}\omega^2 + k_{3d} + c_{3d}^* i\right) + d_3^2(k_{1d} + c_{1d}\omega i)$		
$Z_{8,12} = d_7(d_5 - d_3)\left(-\frac{m_1}{2}\omega^2 + k_{3s} + c_{3s}^* i\right) - d_3^2(k_{1s} + c_{1s}\omega i)$		
$Z_{8,13} = -d_8(d_6 - d_4)\left(-\frac{m_2}{2}\omega^2 + k_{4d} + c_{4d}^* i\right) + d_4^2(k_{2d} + c_{2d}\omega i)$		
$Z_{8,14} = d_8(d_6 - d_4)\left(-\frac{m_2}{2}\omega^2 + k_{4s} + c_{4s}^* i\right) - d_4^2(k_{2s} + c_{2s}\omega i)$		
$Z_{9,9} = -M_{tot}\omega^2 + 2(k_{1y} + k_{2y}) + 2(c_{1y} + c_{2y})\omega i$	$Z_{9,10} = 2(ak_{1y} - bk_{2y}) + 2(ac_{1y} - bc_{2y})\omega i$	
$Z_{10,10} = -M_{tot}\rho_z^2\omega^2 + 2(a^2k_{1y} + b^2k_{2y}) + 2(a^2c_{1y} + b^2c_{2y})\omega i$		
$Z_{11,11} = d_7^2\left(-\frac{m_1}{2}\omega^2 + k_{3d} + c_{3d}^* i\right) + d_3^2(k_{1d} + c_{1d}\omega i)$	$Z_{12,12} = d_7^2\left(-\frac{m_1}{2}\omega^2 + k_{3s} + c_{3s}^* i\right) + d_3^2(k_{1s} + c_{1s}\omega i)$	
$Z_{13,13} = d_8^2\left(-\frac{m_2}{2}\omega^2 + k_{4d} + c_{4d}^* i\right) + d_4^2(k_{2d} + c_{2d}\omega i)$	$Z_{14,14} = d_8^2\left(-\frac{m_2}{2}\omega^2 + k_{4s} + c_{4s}^* i\right) + d_4^2(k_{2s} + c_{2s}\omega i)$	
$F_6' = k_{3d} + k_{3s} + (c_{3d}^* + c_{3s}^*) i$	$F_7' = \left[k_{4d} + k_{4s} + (c_{4d}^* + c_{4s}^*) i\right] e^{-i\omega t_0}$	
$F_8' = (d_5 - d_3)\left[k_{3s} - k_{3d} + (c_{3s}^* - c_{3d}^*) i\right] + (d_6 - d_4)\left[k_{4s} - k_{4d} + (c_{4s}^* - c_{4d}^*) i\right] e^{-i\omega t_0}$		
$F_{11}' = d_7(k_{3d} + c_{3d}^* i)$	$F_{12}' = d_7(k_{3s} + c_{3s}^* i)$	
$F_{13}' = d_8(k_{4d} + c_{4d}^* i) e^{-i\omega t_0}$	$F_{14}' = d_8(k_{4s} + c_{4s}^* i) e^{-i\omega t_0}$	

plexe raportate la amplitudinea denivelărilor.

Valorile diferite de zero ale impedanțelor mecanice complexe $Z_{i,j}$ și ale forțelor complexe raportate la amplitudinea denivelărilor F sînt redate în tabelul 1, pentru un autoturism cu suspensie independentă cu braț transversal pe ambele punți.

În tabelul 1 au fost folosite următoarele notații:

M_1, M_2, M_3 sînt mase reduse care se calculează cu relațiile:

$$M_1 = \frac{M}{L^2}(b^2 + \rho_y^2); \quad M_2 = \frac{M}{L^2}(a^2 + \rho_y^2); \tag{8}$$

$$M_3 = \frac{M}{L^2}(ab - \rho_y^2);$$

M_{tot} este masa totală;

$2d_1$ și $2d_2$, sînt ecartamentele față, respectiv spate;

d_3 și d_4 reprezintă distanța de la punctul de articulație (al brațului suspensiei pe cadru) pînă la elementul elastic al suspensiei față, respectiv spate;

$2d_5$ și $2d_6$ reprezintă distanța dintre elementele elastice ale suspensiei față, respectiv spate;

d_7 și d_8 reprezintă lungimea brațului de suspensie față, respectiv spate;

ρ_x și ρ_y sînt razele de inerție ale masei suspendate în raport cu axele x și y trecînd prin centrul ei de greutate;

ρ_z este raza de inerție a automobilului în raport cu axa verticală trecînd prin centrul său de greutate;

$t_o = \frac{L}{v}$ este întîrzierea cu care puntea spate ajunge pe neregularitatea peste care a trecut puntea din față (mișcarea automobilului fiind rectilinie și uniformă);

λ este lungimea de undă a neregularităților drumului;

$\omega = \frac{2\pi v}{\lambda}$ este pulsația forței perturbatoare (dependentă de viteza automobilului);

$c^* = \omega c$ este constanta de amortizare, care în cazul elementelor din cauciuc și material plastic (pneuri, scaune) este independentă de pulsația forței perturbatoare [4], p. 21.

Rezolvînd sistemul de ecuații liniare — algebrice — complexe (7), rezultă valorile $\{z'\}$. Corespunzător acestor valori, se pot calcula accelerațiile complexe raportate la amplitudinea denivelărilor, $\{\ddot{A}(\omega)\}$, pentru diferite puncte ale automobilului:

$$\{\ddot{A}(\omega)\} = -\omega^2 \cdot \{z'\}, \tag{9}$$

iar în modul $\{|\ddot{A}(\omega)|\} = \omega^2 \cdot \{|z'|\}$. (10)

Relațiile (10) sînt relații matriceale ce permit calculul funcțiilor de răspuns în frecvență a sistemului $|\ddot{A}(\omega)|$, care reprezintă raportul între accelerație și amplitudinea denivelărilor.

Sarcinile dinamice verticale ce acționează pe cele 4 roți se transmit prin elementele de amortizare și de arc ale roților. Ele au expresiile următoare:

$$\begin{aligned}
P_1 &= c_{3d}(d_7\dot{q}_{11} - \dot{h}_1) + k_{3d}(d_7 q_{11} - h_1);\\
P_2 &= c_{3s}(d_7\dot{q}_{12} - \dot{h}_1) + k_{3s}(d_7 q_{12} - h_1);\\
P_3 &= c_{4d}(d_8\dot{q}_{13} - \dot{h}_2) + k_{4d}(d_8 q_{13} - h_2);\\
P_4 &= c_{4s}(d_8\dot{q}_{14} - \dot{h}_2) + k_{4s}(d_8 q_{14} - h_2).
\end{aligned} \tag{11}$$

Trecînd relațiile (11) în complex și împărțindu-le cu amplitudinea denivelării drumului, rezultă funcțiile de răspuns în frecvență ale sistemului $|\psi_1(\omega)|$, $|\psi_2(\omega)|$, $|\psi_3(\omega)|$, $|\psi_4(\omega)|$ referitoare la sarcinile dinamice pe cele 4 roți. Se calculează sarcina maximă pe roată raportată la amplitudinea neregularității drumului $|\psi(\omega)|$ (alegînd valoarea maximă din cele 4 expresii), aceasta reprezentînd funcția de răspuns în frecvență a sistemului pentru sarcina dinamică.

Pentru procesele staționare și ergodice, în cazul unui sistem oscilant liniar se știe [1, p. 115] că densitățile spectrale de putere ale răspunsului $S_z(\omega)$, respectiv $S_P(\omega)$ se calculează cunoscînd densitatea spectrală de putere a excitației $S_h(\omega)$ și funcțiile de răspuns în frecvență ale sistemului $|\ddot{A}(\omega)|$ și $|\psi(\omega)|$ astfel:

$$\begin{aligned}
S_z(\omega) &= |\ddot{A}(\omega)|^2 \cdot S_h(\omega),\\
S_P(\omega) &= |\psi(\omega)|^2 \cdot S_h(\omega).
\end{aligned} \tag{12}$$

Valorile medii pătratice ale accelerației $\widetilde{\ddot{z}^2}$ și ale sarcinii dinamice $\widetilde{P^2}$ se obțin [1, p. 115] prin planimetrarea ariei de sub curba $S_z(\omega)$, respectiv $S_P(\omega)$.

(13)

$$\widetilde{\ddot{z}^2} = \int_0^\infty S_z(\omega)\cdot d\omega = \int_0^\infty |\ddot{A}(\omega)|^2 \cdot S_h(\omega)\cdot d\omega,$$

$$\text{iar } \sqrt{\widetilde{\ddot{z}^2}} = \sqrt{\int_0^\infty |\ddot{A}(\omega)|^2 \cdot S_h(\omega)\cdot d\omega}$$

$$\widetilde{P^2} = \int_0^\infty S_P(\omega)\cdot d\omega = \int_0^\infty |\psi(\omega)|^2 \cdot S_h(\omega)\cdot d\omega, \tag{14}$$

$$\text{iar } \sqrt{\widetilde{P^2}} = \sqrt{\int_0^\infty |\psi(\omega)|^2 \cdot S_h(\omega)\cdot d\omega}$$

Cu expresiile (13) și (14) se calculează valorile medii pătratice ale accelerației pentru diferite puncte ale automobilului și valoarea medie pătratică a sarcinii dinamice, atunci cînd se cunoaște densitatea spectrală de putere a excitației $S_h(\omega)$ reprezentată de denivelările drumului.

Din numeroase studii experimentale, s-a ajuns la concluzia că, pentru diferitele cate-

gorii de drumuri, corelațiile întîlnite des sînt: corelația exponențială liniară și corelația armonică amortizată.

De aceea este propusă o funcție de corelație generală, care să înglobeze toate tipurile de drum. Densitatea spectrală a drumului (cu bandă limitată) va fi atunci de forma:

(15)

$$S_h(\omega)=\begin{cases}\dfrac{2\sigma_h^2}{\pi}\left\{\mathcal{A}_1\dfrac{\alpha_1 v}{\omega^2+\alpha_1^2 v^2}+\right.\\ \left.+\mathcal{A}_2\dfrac{\alpha_2 v\left[\omega^2+\left(\alpha_2^2+\beta_2^2\right)v^2\right]}{\left[\omega^2+\left(\alpha_2^2-\beta_2^2\right)v^2\right]^2+4\alpha_2^2\beta_2^2 v^4}\right\} & \text{pentru } \omega\leqslant\omega_1\\ 0 & \text{pentru } \omega>\omega_1\end{cases}$$

iar $\mathcal{A}_1+\mathcal{A}_2=1$.

Coeficienții $\mathcal{A}_1$, $\mathcal{A}_2$, α_1, α_2, β_2 σ_h sînt niște constante determinate pentru fiecare drum, prin prelucrarea cu ajutorul metodelor statisticii matematice a informațiilor de drum.

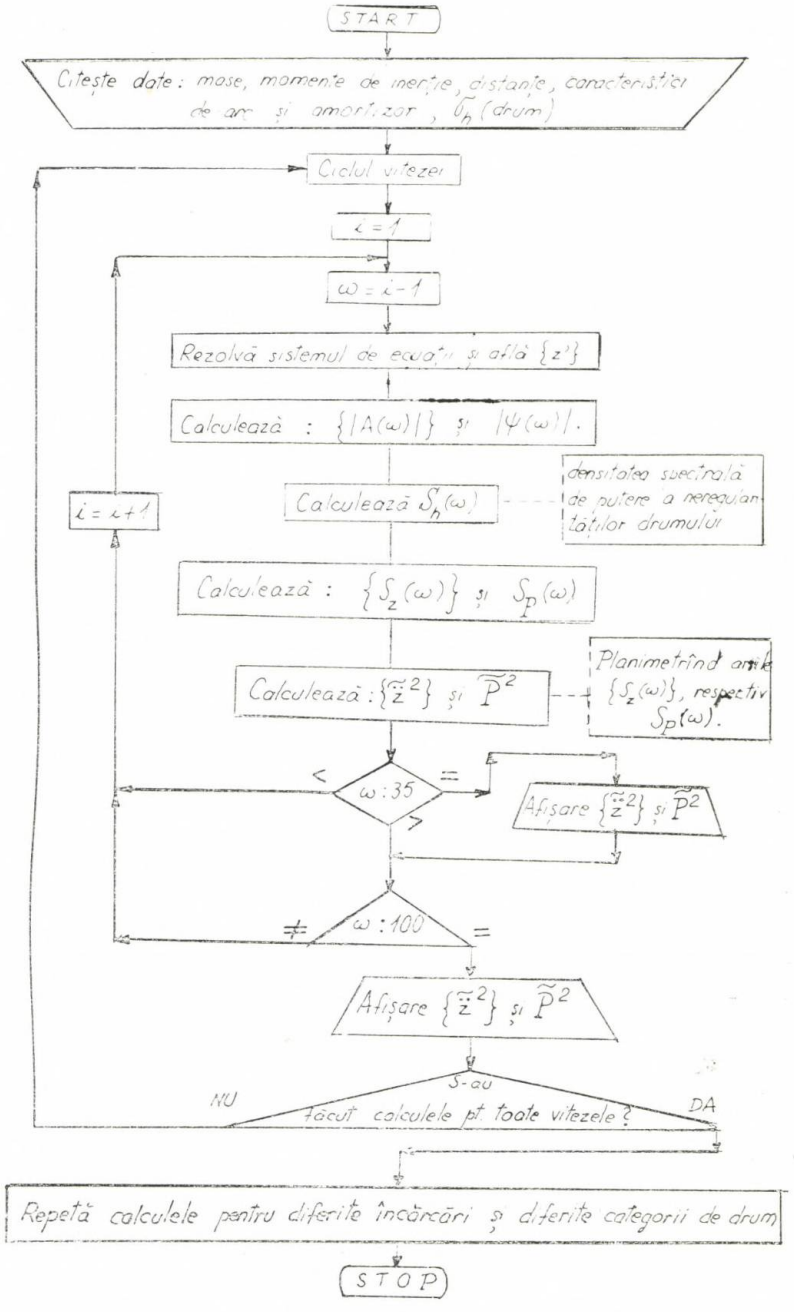


Fig. 2 Organigrama programului pentru calculul valorilor medii pătratice ale accelerațiilor verticale și sarcinii dinamice.

În cazul drumului asfaltat [3, p. 367], acești coeficienți cu următoarele valori stabilite experimental :

$$\mathcal{A}_1 = 0{,}85 \qquad \mathcal{A}_2 = 0{,}15$$
$$\alpha_1 = 0{,}2\,[\mathrm{m}^{-1}] \qquad \alpha_2 = 0{,}05\,[\mathrm{m}^{-1}]$$
$$\sigma_h = (0{,}008 \div 0{,}0126)\,[\mathrm{m}]$$
$$\beta_2 = 0{,}6\,[\mathrm{m}^{-1}] \qquad (16)$$

Introducînd v în [m/s], rezultă densitatea spectrală $S_h(\omega)$ în $[\mathrm{m}^2 \cdot \mathrm{s}]$. Lățimea benzii spectrale, stabilită experimental, este limitată de valoarea $\omega_1 = 100\ [\mathrm{s}^{-1}]$. Peste această valoare, densitatea spectrală este ~ 0.

În figura 2 este reprezentată organigrama programului, rulat pe calculatorul numeric FELIX C-256, pentru calculul valorilor medii pătratice $\widetilde{\ddot{z}^2}$ și $\widetilde{P^2}$ (pentru accelerațiile verticale și sarcina dinamică).

Optimizarea suspensiei automobilelor

Studiul de optimizare a fost efectuat pe un autoturism cu capacitate cilindrică medie, cu suspensie independentă cu braț transversal pe ambele punți, avînd următoarele caracteristici generale :

— raportul între masa suspendată și cea nesuspendată $\sim 6{,}5$;
— coeficientul de disipare a amortizării $\sim 0{,}255$;
— pulsația proprie $\sim 10\ [\mathrm{s}^{-1}]$.

În scopul optimizării suspensiei unui automobil este necesară alegerea acelor parametri ai caracteristicilor elastice și de amortizare din sistem care, menținînd prețul construcției necesare în limite raționale, să asigure confort maxim și siguranță în exploatare. Confortul este apreciat prin valoarea medie pătratică a accelerației verticale $\widetilde{\ddot{z}^2}$, iar siguranța în exploatare prin valoarea medie pătratică a sarcinii dinamice pe roată $\widetilde{P^2}$.

Valorile medii pătratice $\widetilde{\ddot{z}^2}$ și $\widetilde{P^2}$, așa cum se observă din relațiile (13) și (14), depind de doi factori :

— natura drumului ;
— realizarea constructivă a autovehiculului (mase, elemente de arc și amortizări) care influențează funcțiile de răspuns în frecvență *) $|A_i(\omega)|$, respectiv $|\Psi(\omega)|$.

Pentru a îmbunătăți confortul și siguranța în exploatare, vom acționa asupra funcțiilor $|A_0'\omega)|$ și $|\psi(\omega)$ care pot fi numite și indice de confort, respectiv indice de solicitare dinamică, deoarece ele caracterizează calitatea suspensiei.

Pentru început vom analiza influența elementelor elastice și de amortizare din sistem asupra confortului și siguranței în exploatare, acest studiu avînd o mare importanță sub următoarele două aspecte :

— permite să se tragă concluzii generale, utile construcției automobilelor, privind modul de alegere a acestor parametri pentru a mări confortul și siguranța în exploatare ;
— permite scurtarea timpului de calcul pentru programul de optimizare dacă parametrii sistemului sînt aleși judicios (cunoscînd cu precizie căile ce duc la îmbunătățirea calității suspensiei).

Curbele pentru studiul influenței diferiților parametri asupra confortului și sarcinii dinamice au fost trasate pe calculatorul numeric FELIX C 256.

Modificarea parametrilor suspensiei influențează confortul și siguranța în circulație astfel :

a) Constanta elastică a pneurilor (fig. 3).

Rigiditatea pneurilor poate fi variată modificînd presiunea lor. Micșorarea rigidității

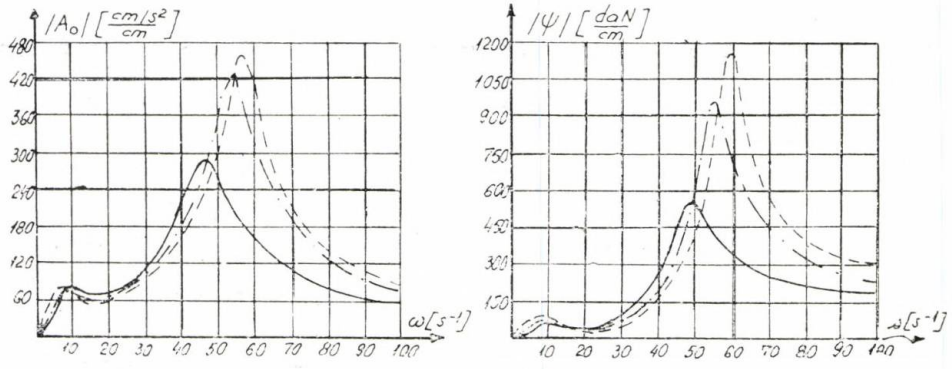


Fig. 3 Influența constantei elastice a pneurilor asupra confortului și sarcinii dinamice (——— rigiditatea 760 daN/cm ; ———.——— rigiditatea 680 daN/cm ; ——— rigiditatea 520 daN/cm).

*) Se studiază funcția de răspuns în frecvență pentru accelerația centrului de greutate al automobilului, notată $|A_0(\omega)|$

pneului nu afectează primul vîrf de rezonanță, în schimb produce modificări mari în zona celui de-al doilea vîrf de rezonanță. La al doilea vîrf de rezonanță, micșorarea rigidității pneului atrage după sine o îmbunătățire foarte mare a confortului și micșorarea simțitoare a sarcinii pe roți. Trebuie văzut însă în ce măsură este posibilă reducerea presiunii în pneuri, fără a necesita mărirea dimensiunilor lor.

b) Constanta elastică a suspensiei (fig. 4)

Schimbarea constantei elastice a suspensiei produce modificări mari în zona primului vîrf de rezonanță, unde micșorarea rigidității arcurilor aduce îmbunătățirea confortului și a sarcinii pe roți : $|\ddot{A}_0|$ și $|\psi|$ scad (fig. 4). La al doilea vîrf de rezonanță, prin micșorarea rigidității arcurilor suspensiei se îmbunătățește confortul (accelerațiile scad), dar sarcinile dinamice pe roți cresc puțin. Este în general binevenită o micșorare a rigidității arcurilor suspensiei (cu grija de a respecta spațiile de mișcare ale arcului, iar sarcinile dinamice pe roți să nu crească peste valorile admise).

c) Amortizarea suspensiei (fig. 5)

Cercetările existente în literatura de specialitate pun în evidență necesitatea unei caracteristici de amortizare corelată cu arcurile montate, astfel ca atît accelerația cît și sarcina dinamică să rămînă în limite admisibile. O amortizare prea mare blochează arcul suspensiei, iar dacă amortizarea lipsește amplitudinile accelerațiilor cresc în zona vîrfurilor de rezonanță spre infinit. Creșterea amortizării (cum reiese din figura 5) are ca efect la primul vîrf de rezonanță îmbunătățirea confortului, iar sarcina pe roată este aproape nemodificată. La al doilea vîrf de rezonanță creșterea amortizării înrăutățește confortul, dar scad sarcinile pe roată.

Cunoscînd influența diferiților parametri de arc și amortizare asupra confortului și siguranței în exploatare, în continuare a fost elaborat un program de optimizare al suspensiei, rulat pe calculatorul numeric FELIX C 256. Organigrama programului de optimizare este

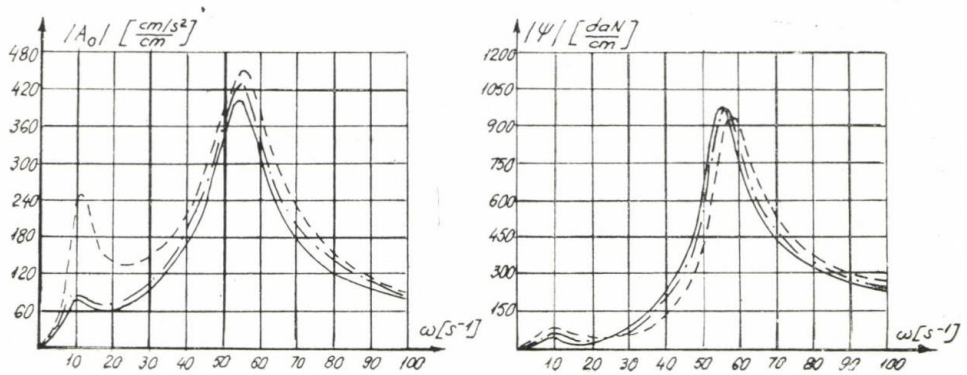


Fig. 4 Influența constantei elastice a suspensiei asupra confortului și sarcinii dinamice (——— rigiditatea 340 daN/cm ; ———.——— rigiditatea 160 daN/cm ; ——— rigiditatea 144 daN/cm).

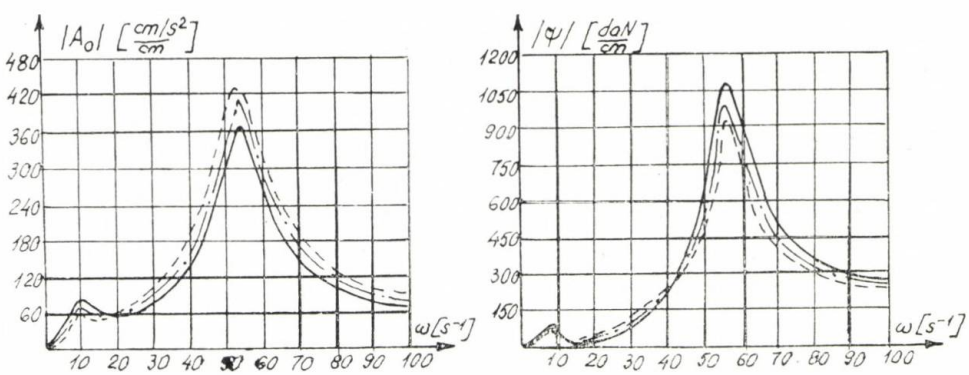


Fig. 5 Influența amortizării suspensiei asupra confortului și sarcinii dinamice (——— constanta de amortizare 7,6 daNs/cm ; ———.——— constanta de amortizare 5,2 daNs/cm).

prezentată în fig. 6, urmărind obținerea accelerațiilor cît mai mici, fără ca sarcina dinamică să depășească limitele admisibile.

Au fost variați în cicluri parametrii de arc și de amortizare din sistem. Calculatorul a refăcut calculele pentru toate combinațiile posibile între parametri, alegînd varianta cea mai bună. De fiecare dată, calculatorul a făcut comparația între două variante: una „veche" și alta „nouă", alegînd-o pe cea mai bună (care asigură confort maxim, fără depășirea valorilor admisibile ale sarcinii dinamice). La sfîrșitul programului este afișată soluția optimă de corelare a tuturor parametrilor din sistem.

Concluzii

Elementele elastice ale scaunelor, suspensiei, roților este bine să aibă rigiditate mică (avînd grijă să respectăm spațiile de mișcare a arcurilor și să limităm creșterea sarcinii pe roți).

Pentru amortizare există o valoare optimă, corelată cu arcurile montate. Confortul optim este asigurat de o caracteristică neliniară de amortizare.

Suspensia automobilelor se optimizează corespunzător categoriei de drum celei mai probabile pentru care este destinat autovehiculul, stării de încărcare celei mai probabile și vitezei celei mai probabile de circulație pe drumul respectiv.

Din calculul valorilor medii pătratice $\tilde{z}^2$ și $\tilde{P}^2$ pentru autoturismul analizat și cel optimizat s-a obținut soluția de optimizare prezentată în continuare.

Pentru zona (larg utilizată la automobile) de viteze mijlocii și mari, începînd de la 30 km/h în sus s-a găsit că:

- **reducerea rigidității arcurilor suspensiei cu 10%;**
- **reducerea rigidității pneurilor cu 12%;**
- **reducerea amortizării suspensiei cu 20%;**
- **reducerea rigidității scaunelor cu 2%;**

aduc pentru automobilul analizat (în medie) un spor de confort de $(22 \div 25)\%$ și o micșorare a sarcinii pe roți cu $(17 \div 25)\%$.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bendat, J., Piersol, A.:* Izmerenie i analiz sluciainîh protessov, Izdatelstvo Mir, Moskva, 1971.

[2] *Buzdugan, G., Fetcu, L., Radeș, M.:* Vibrațiile sistemelor mecanice, Ed. Academiei R.S.R., București, 1975.

[3] *Dincă, Fl., Teodosiu, C.:* Vibrații neliniare și aleatoare, Ed. Academiei R.S.R., București, 1969.

[4] *Mitschke, M.:* Beitrag zur Unterzuchung der Fahrzeugschwingungen, în D.K.S., Heft 157 (1962), 1—70.

[5] *Kuznețov, I.:* K voprosu proektirovania pnevmaticeskoi resorî avtomobilea, în Avtomobilnaia promîșlennosti, nr. 6/iunie, 1977, 23—25.

[6] * * * STAS R 6926/13—74. Autovehicule. Metode de încercare. Verificarea calității suspensiei.

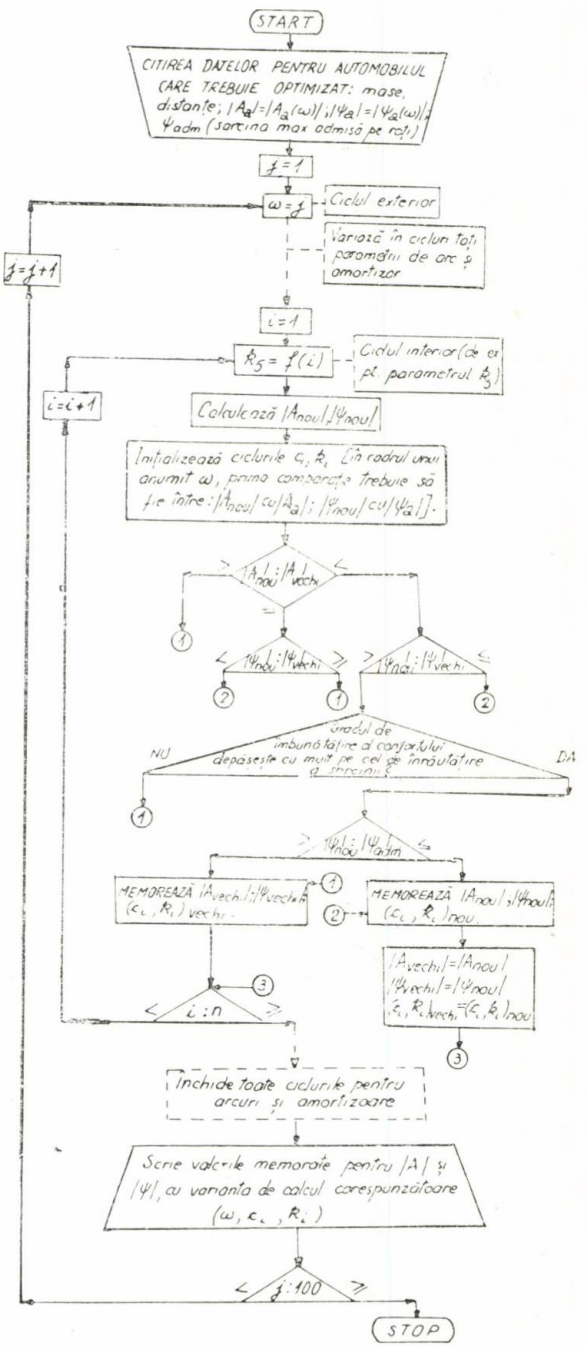


Fig. 6 Organigrama programului de optimizare a suspensiei unui automobil.

CZ : 621—231.001.2

Optimizarea mecanismului cu șaibă oscilantă în vederea extinderii aplicabilității

Prof. dr. ing. Ion **CRUDU**, prof. dr. ing. Amedeu **ORĂNESCU**,
conf. dr. ing. Severin **BUMBARU** — Universitatea din Galați

Introducere

Utilizarea mecanismelor spațiale de industrie este, în ultimul timp, din ce în ce mai accentuată. Dacă în trecut unele domenii ale industriei (ca de exemplu industria ușoară și utilajele agricole) au acceptat mecanismele spațiale ca fiind de neînlocuit, astăzi tot mai multe alte domenii au aplicat aceste mecanisme în practica curentă. Este de semnalat, în special, dezvoltarea roboților industriali, care pătrund în toate procesele de lucru și tehnologie pe scară tot mai mare.

Dacă se menționează că mecanismele spațiale nu pun — în general — probleme deosebite de fabricație, lărgirea cîmpului de aplicabilitate se explică atît din cauza gabaritelor mai reduse, cît și din cauza posibilității mai ușoare de optimizare prin controlul unor parametri structurali suplimentari, în comparație cu mecanismele plane.

Generalități

În figura 1 este arătat un mecanism cu șaibă oscilantă utilizat la unele combine de recoltat cereale și la cositori. El este constituit din arborele de intrare 1, pe care este fixată șaiba oscilantă 2, montată înclinat cu unghiul δ față de axul arborelui și care acționează asupra unei furci 3, fixată rigid de arborele 3 cu un cot. Prin intermediul bieletei 4, mișcarea se transmite la organul port-sculă 5, care execută o mișcare de dute-vino paralelă cu axul arborelui motor 1. În acest fel, mișcarea uniformă de rotație a arborelui 1 se transformă într-o mișcare oscilantă a furcii 3, prin intermediul șaibei 2.

Paralelismul dintre arborele motor 1 și organul de lucru 5, este deosebit de important pentru dispozitivele de tăiere de la combinele de recoltat cereale. Uneori, se mai utilizează încă mecanismul bielă-manivelă, dar în acest caz este necesar să se interpună o transmisie cu curele trapezoidale, pentru schimbarea planului de rotație. Rezultă că transmisia cu șaibă oscilantă este o construcție mai compactă, cu elemente rigide și cu fiabilitate sporită. Dacă $\delta \leqslant 15°$, cinematica celor două mecanisme este asemănătoare.

Mecanismul cu șaibă oscilantă poate fi utilizat și în alte domenii ale tehnicei, ținînd seama că prin adaptări constructive simple se pot cupla mai multe furci pe aceeași șaibă și

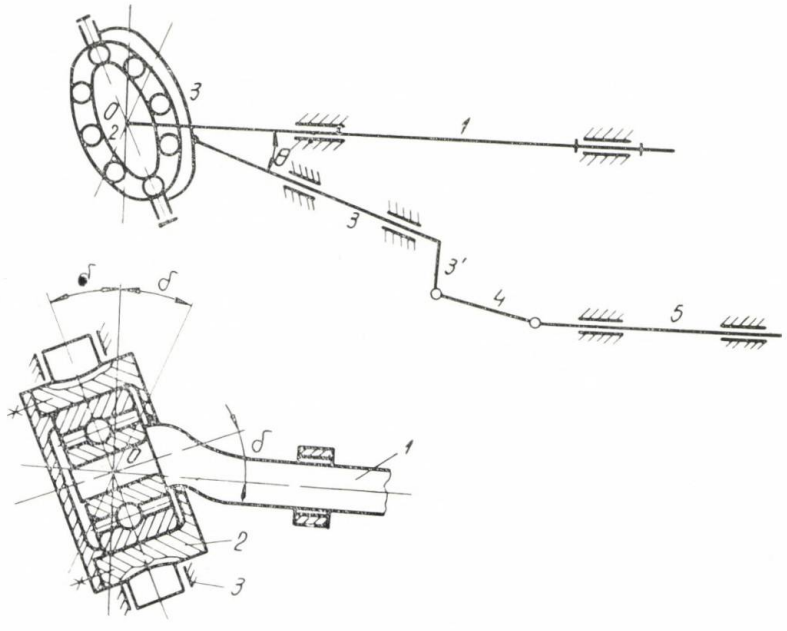


Fig. 1 Mecanismul cu șaibă oscilantă.

deci se pot pune în mișcare mai multe dispozitive de lucru. De asemenea, prin modificarea unghiului θ la valori diferite de $\frac{\pi}{2}$ se pot obține regimuri cinematice și dinamice diverse, care pot fi alese în concordanță cu această modificare.

În figura 2, se arată schema cinematică a mecanismului cu șaibă oscilantă, pentru care, în afară de coordonata generalizată φ_1 (și cele

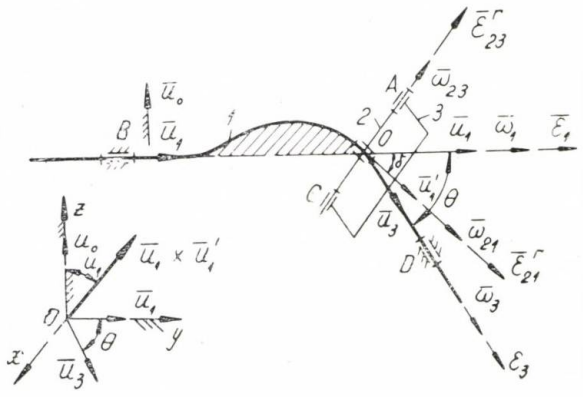


Fig. 2 Schema cinematică a mecanismului cu șaibă oscilantă.

două derivate în raport cu timpul), programul de calcul a fost întocmit pentru diverse valori ale unghiurilor δ și θ.

Acest lucru s-a făcut atît pentru testarea șocurilor care apar în balansierul 3 la finele de cursă, cît și pentru testarea valorilor optime, care nu dau reacțiuni prea mari în cuplurile cinematice. Testarea a fost efectuată atît pentru regimul simplificat, în care nu s-a ținut seama de torsorul inerției, cît și pentru regimul real.

Rezolvarea configurației și rezolvarea cinematică

Dacă se notează cu u_0, un vector unitar de origină, situat într-un plan perpendicular pe arborele de intrare u_1, ca în figura 2, configurația se calculează după ecuațiile de principiu de mai jos.

$$(\bar{u}_1 \times \bar{u}_1' \bar{u}_0 = \sin\delta \cos\varphi_1 \qquad (1)$$

$$\cos^2\alpha + \cos^2\delta + \cos\gamma = 1 \qquad (2)$$

unde s-a considerat $\bar{u}_1$ pe direcția $0y$, $\bar{u}_0$ pe direcția $0z$ și s-a notat $\| u_1' \|^t = \| \cos\alpha \cos\delta \cos\gamma \|$

Ecuațiile (1) și (2) rezolvă necunoscutele α și γ

Se scrie apoi,

$$|OA|^2 = l_{OA}^2 \qquad (3)$$

$$\bar{u}_3 = \sin\theta\bar{i} + \cos\theta\bar{j}$$

$$\overline{OA} \cdot \bar{u}_3 = 0 \qquad (4)$$

$$\overline{OA} \cdot \bar{u}_1' = 0 \qquad (5)$$

Ecuațiile (1) — (5) se scriu numeric ca mai jos

$$-\cos\alpha = \sin\delta \cos\varphi_1 \qquad (6)$$

.....

$$\cos^2\alpha + \cos^2\delta + \cos^2\gamma = 1 \qquad (7)$$

$$X_A^2 + Y_A^2 + Z_A^2 = l_{OA}^2 \qquad (8)$$

$$X_A \sin\theta + Y_A \cos\theta = 0 \qquad (9)$$

$$X_A \cos\alpha + Y_A \cos\delta + Z_A \cos\gamma = 0 \qquad (10)$$

unde s-a notat cu linie întreruptă zona de decuplare a ecuațiilor.

Sistemul (6) — (10) rezolvă necunoscutele, α, γ, X_A, Y_A, Z_A Pentru rezolvarea vitezelor, se scrie sistemul,

$$\bar{\bar{\omega}}_2 = \bar{\bar{\omega}}_1 + \bar{\bar{\omega}}_{21} = \bar{\bar{\omega}}_3 + \bar{\bar{\omega}}_{23}$$

adică, cu notațiile din [4]:

$$\left\| \omega_2 \right\| = \left\| \omega_1 \right\| + \left\| \omega_{21} \right\| \left\| u_i \right\| = \left\| \omega_3 \right\| + \frac{\omega_{23}}{l_{OA}} \left\| OA \right\| \qquad (11)$$

care formează sistemul,

$$\omega_{2x} = \omega_{21}\cos\alpha = \omega_3 \sin\theta + \frac{\omega_{23}}{l_{OA}} X_A \qquad (12)$$

$$\omega_{2y} = \omega_1 + \omega_{21}\cos\delta = \omega_3\cos\theta + \frac{\omega_{23}}{l_{OA}} Y_A \qquad (13)$$

$$\omega_{2z} = \omega_{21}\cos\gamma = \frac{\omega_{23}}{l_{OA}} Z_A \qquad (14)$$

Sistemul liniar, (12) — (14) are ca necunoscute ω_{2x}, ω_{2y}, ω_{2z}, ω_{21}, ω_{23} și ω_3.

Dacă nu se calculează $\bar{\omega}_2$ sînt doar 3 ecuații, cu necunoscutele ω_{21}, ω_{23} și ω_3.

Pentru rezolvarea accelerațiilor, se scrie sistemul:

$$\bar{\bar{\varepsilon}}_2 = \bar{\bar{\varepsilon}}_1 + \bar{\bar{\varepsilon}}_{21}^r + \bar{\bar{\omega}}_1 \times \bar{\bar{\omega}}_{21} = \bar{\bar{\varepsilon}}_3 + \bar{\bar{\varepsilon}}_3^r + \bar{\bar{\omega}}_3 \times \bar{\bar{\omega}}_{23},$$

care se scrie cu notațiile din [4]

$$\left\| \varepsilon_2 \right\| = \varepsilon_1 \left\| u_1 \right\| + \varepsilon_{21}^r \left\| u^{1i} \right\| + \Delta\omega_1, \omega_{21} = \qquad (15)$$

$$= \varepsilon_3 \left\| u_3 \right\| + \frac{\varepsilon_{23}^r}{l_{OA}} \left\| OA \right\| + \Delta\omega_3, \omega_{23}$$

care formează sistemul,

$$\varepsilon_{2x} = \varepsilon_{21}^r \cos\alpha + \omega_1\omega_{21}\cos\gamma = \varepsilon_3 \sin\theta + \frac{\varepsilon_{23}^r}{l_{OA}} X_A + \frac{\omega_3\omega_{23}}{l_{OA}} Z_A \cos\theta \qquad (16)$$

$$\varepsilon_{2y} = \varepsilon_1 + \varepsilon_{21}^r \cos\delta = \varepsilon_3 \cos\theta + \frac{\varepsilon_{23}^r}{l_{OA}} Y_A - \frac{\omega_3\omega_{23}}{l_{OA}} Z_A \sin\theta \quad (17)$$

$$\varepsilon_{2z} = \varepsilon_{21}^r \cos\gamma + \omega_1\omega_{21}\cos\alpha = \frac{\varepsilon_{23}^r}{l_{OA}} Z_A + \frac{\omega_2\omega_{23}}{l_{OA}} (Y_A \sin\theta - \mathcal{X}_A \cos\theta) \quad (18)$$

Sistemul, linear, (16) — (18), are ca necunoscute ε_{2x}, ε_{2y}, ε_{2z}, ε_{21}^r, ε_{23}^r și ε_3.

Dacă nu se calculează ε_3, sînt doar 3 ecuații cu necunoscutele ε_{21}^r, ε_{23}^r și ε_3.

$$\left\| \begin{matrix} \bar{i}', \bar{i} & \bar{i}', \bar{j} & \bar{i}', \bar{k} \\ \bar{j}', \bar{i} & \bar{j}', \bar{j} & \bar{j}', \bar{k} \\ \bar{k}', \bar{i} & \bar{k}', \bar{j} & \bar{k}', \bar{k} \end{matrix} \right\| = \left\| \begin{matrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & \alpha_{13} \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & \alpha_{23} \\ \alpha_{31} & \alpha_{32} & \alpha_{33} \end{matrix} \right\| = \left\| \alpha_{ij} \right\| \quad (10)$$

și se calculează,

$$\left\| \begin{matrix} V_x' \\ V_y' \\ V_z' \end{matrix} \right\| = \left\| \alpha_{ij} \right\| \cdot \left\| \begin{matrix} V_x \\ V_y \\ V_z \end{matrix} \right\| \quad (11)$$

În cazul considerat, $\bar{i}' = \bar{\mu}_1' \cdot \cos\alpha\,\bar{i} + \cos\delta\,\bar{j} + \cos\gamma\,\bar{k}$

$\bar{j}' = \frac{\mathcal{X}_A}{l_{OA}}\bar{i} + \frac{Y_A}{l_{OA}}\bar{j} + \frac{Z_A}{l_{OA}}\bar{k}$ și $\bar{k}' = \bar{u}_1' \times \frac{\overline{OA}}{l_{OA}}$, adică

$$\bar{k}' = \frac{1}{l_{OA}} \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ \cos\alpha & \cos\delta & \cos\gamma \\ \mathcal{X}_A & Y_A & Z_A \end{vmatrix} = \frac{1}{l_{OA}} \left\| \begin{matrix} Z_A\cos\delta - Y_A\cos\gamma \\ \mathcal{X}_A\cos\gamma - Z_A\cos\alpha \\ Y_A\cos\alpha - \mathcal{X}_A\cos\delta \end{matrix} \right\|, \text{ adică}$$

$$\left\| \alpha_{ij} \right\| = \left\| \begin{matrix} \cos\alpha & \cos\delta & \cos\gamma \\ \frac{\mathcal{X}_A}{l_{OA}} & \frac{Y_A}{l_{OA}} & \frac{Z_A}{l_{OA}} \\ Z_A\cos\delta - Y_A\cos\gamma & \mathcal{X}_A\cos\gamma - Z_A\cos\alpha & Y_A\cos\alpha - \mathcal{X}_A\cos\delta \end{matrix} \right\| \quad (12)$$

Determinarea reacțiunilor în cuplurile cinematice

1. Pentru determinarea reacțiunilor în cuplurile cinematice, este necesar să se calculeze, mai înainte, torsorul inerției. S-a arătat în (7) că acesta se calculează după relațiile :

$$\bar{F}_{ik} = -m_k \bar{a}_{C_k} \quad (19)$$

$$\bar{M}_{iC} = -\frac{d\bar{K}_C}{dt} = -\left\| \begin{matrix} \varepsilon_x' J_{xx} - \varepsilon_y' J_{xy} - \varepsilon_z' J_{xz} \\ -\varepsilon_x' J_{yx} + \varepsilon_y' J_{yy} - \varepsilon_z' J_{yz} \\ -\varepsilon_x' J_{zx} - \varepsilon_y' J_{zy} + \varepsilon_z' J_{zz} \end{matrix} \right\| - \left| \begin{matrix} \bar{i}' & \bar{j}' & \bar{k}' \\ -\omega_x' & \omega_y' & \omega_z' \\ \omega_x' J_{xx} - \omega_y' J_{xy} & -\omega_x' J_{yx} + \omega_y' J_{yy} & -\omega_x' J_{zx} - \omega_y' J_{yz} \\ -\omega_z' J_{xz} & -\omega_z' J_{yz} & +\omega_z' J_{zz} \end{matrix} \right| \quad (20)$$

Pentru elementul 2, trebuie făcută observația că parametrii cinematici fiind exprimați într-un sistem de axe solidar cu rigidul 2, va trebui făcută transformarea la sistemul fix. Se consideră vectorul $\bar{V}$, (care poate însemna $\bar{\omega}_2$ sau $\bar{\varepsilon}_2$), care va trebui trecut din sistemul fix în sistemul mobil.

Aceasta se face în mod obișnuit și anume, se notează triedrul mobil cu T' și matricea :

Sistemul (11) și (12) rezolvă componentele vectorului $\bar{V}$ în sistemul de axe mobil. Se face apoi trecerea inversă, pentru a găsi $\bar{M}_{iC}$ în sistemul fix.

2. Presupunînd că, în prima aproximație (cînd nu se consideră încă frecările), reacțiunile în cuplurile cinematice sînt datorate torsorului de inerție, precum și cuplurilor $\bar{M}_3 u$ (util) și $\bar{M}_1 m$ (motor), reacțiunile din cuplurile cinematice se calculează așa după cum a fost arătat în [5]. Se reamintește, că la sistemele de forțe spațiale, într-o articulație, reacțiunea este constituită dintr-un vector forță spațial și dintr-un vector moment situat într-un plan perpendicular pe axa de rotație.

În figura 3, se consideră ecuațiile de echilibru pentru fiecare element și anume :

Echilibrul elementului 1

$$\bar{F}_{01} + \bar{F}_{21} + \bar{F}_1 = \bar{0} \quad (13)$$

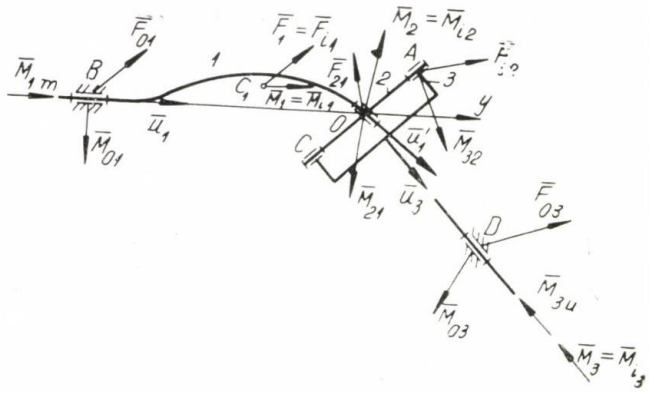


Fig. 3 Schema condițiilor de echilibru.

$$(M_1 + M_1 m)\,\bar{j} + \bar{M}_{01} + \overline{OB} \times \bar{F}_{01} + \overline{OC_1} \times \bar{F}_1 + \bar{M}_{21} = \bar{0} \tag{14}$$

$$\bar{M}_{01} \cdot \bar{u}_1 = 0 \tag{15}$$

$$\bar{M}_{21} \cdot \bar{u}'_1 = 0 \tag{16}$$

Ecuațiile de mai sus se scriu simbolic:

$$\| F_{01} \| + \| F_{21} \| + \| F_1 \| = \| 0 \|$$

$$(M_1 + M_1 m) \| u_1 \| + \| M_{01} \| + \Delta OB, F_{01} + \Delta OC_1, F_1 + \| M_{21} \| = 0$$

$$\bar{M}_{01} \cdot \bar{u}_1 = 0$$

$$\bar{M}_{21} \cdot \bar{u}'_1 = 0$$

Echilibrul elementului 2

$$-\bar{F}_{21} + \bar{F}_{32} = \bar{0} \tag{17}$$

$$\bar{M}_2 - \bar{M}_{21} + \overline{OA} \times \bar{F}_{32} + \bar{M}_{32} = 0 \tag{18}$$

$$\bar{M}_{32} \cdot \overline{OA} = 0 \tag{19}$$

care se mai scriu simbolic:

$$-\| F_{21} \| + \| F_{32} \| = \| 0 \|$$

$$\| M_2 \| - \| M_{21} \| + \Delta OA, F_{32} + \| M_{32} \| = \| 0 \|$$

$$\bar{M}_{32} \cdot \overline{OA} = 0$$

Este de remarcat, că în cele de mai sus, s-a presupus că reacțiunea F_{32} se aplică în punctul A.

S-ar putea face un calcul mai aproape de realitate, dacă s-ar introduce toleranțele de montaj, sau — mai simplu — se poate repeta calculul precedent, presupunînd contactul dintre elementele 2 și 3, numai în punctul C și la urmă să se admită valoarea medie pentru ambele puncte A și C (media componentelor pe fiecare axă).

Echilibrul elementului 3

$$-\bar{F}_{32} + \bar{F}_{03} = \bar{0} \tag{20}$$

$$-\overline{OA} \times \bar{F}_{32} - \bar{M}_{32} + \overline{OD} \times \bar{F}_{03} + \bar{M}_{03} + (M_3 + M_3 u)\bar{u}_3 = \bar{0} \tag{21}$$

$$\bar{M}_{03} \cdot \bar{u}_3 = 0 \tag{22}$$

care se scriu simbolic,

$$-\| F_{32} \| + \| F_{03} \| = \| 0 \|$$

$$-OA, F_{32} - \| M_{32} \| + OD, F_{03} + \| M_{03} \| + (M_3 + M_3 u) \| \bar{u}_3 \| = \| 0 \|$$

$$\bar{M}_{03} \cdot \bar{u}_3 = 0$$

Este important de observat că dintre cele 4 articulații din punctele O, A, B, și D, trei pot fi cuple cilindrice, lanțul cinematic rămînînd totuși de determinat.

Se admite mai departe că numai articulația din punctul B este cuplă de clasa 5-a și atunci mai trebuie adăugate relațiile,

$$\bar{F}_{21} \cdot \bar{u}'_1 = 0 \tag{23}$$

$$\bar{F}_{32} \cdot \overline{OA} = 0 \tag{24}$$

$$\bar{F}_{03} \cdot \bar{u}_3 = 0 \tag{25}$$

Sistemul de ecuații (13) — (25) este echivalent cu un sistem de 25 ecuații liniare scalare, avînd ca necunoscute,

$$M_1 m\,,\ \| F_{01} \|\,,\ \| M_{01} \|\,,\ \| F_{21} \|\,,\ \| M_{21} \|\,,\ \| F_{32} \|\,,\ \| M_{32} \|\ F_{03} \|\,,\ \| M_{03} \|$$

În următoarea aproximație, se calculează frecările din cuplurile cinematice în mod obișnuit, care se adaugă la torsorul forțelor date.

3. Dacă se consideră torsorul inerției neglijabil în raport cu forțele active, se va calcula prima aproximație, ținînd cont numai de momentul $M_3 u$ care se consideră egal cu unitatea. În această situație, sistemul (13) — (25) devine,

$$F_{01x} + F_{21x} = 0\,;\ F_{01y} + F_{21y} = 0\,;\ F_{01z} + F_{21z} = 0 \tag{13}$$

$$M_{01x} - (OB)\, F_{01z} + M_{21x} = 0;$$
$$M_{1m} + M_{01y} + M_{21y} = 0; \quad (14)$$
$$M_{01z} + (OB)\, F_{01x} + M_{21z} = 0;$$

$$M_{01y} = 0 \quad (15)$$

$$M_{21x} \cos\alpha + M_{21y} \cos\delta + M_{21z} \cos\gamma = 0 \quad (16)$$

$$-F_{21x} + F_{32x} = 0; \; -F_{21y} + F_{32y} = 0; \quad (17)$$
$$F_{21z} + F_{32z} = 0$$

$$-M_{21x} + Y_A F_{32z} - Z_A F_{32y} + M_{32x} = 0;$$
$$-M_{21y} + z_A F_{32x} - x_A F_{32z} + M_{32y} = 0 \quad (18)$$
$$-M_{21z} + X_A F_{32y} - Y_A F_{32x} + M_{32z} = 0$$

$$\mathcal{X}_A M_{32x} + Y_A M_{32y} + Z_A M_{32z} = 0 \quad (19)$$

$$-F_{32x} + F_{03x} = 0; \; -F_{32x} + F_{03y} = 0; \quad (20)$$
$$-F_{32z} + F_{03z} = 0$$

$$-Y_A F_{32z} + Z_A F_{32y} - M_{32x} +$$
$$+ (OD) F_{03z} \cos\theta + M_{03x} + \sin\theta = 0$$
$$-Z_A F_{32x} + X_A F_{32z} - M_{32y}$$
$$-(OD) F_{03z} \sin\theta + M_{03y} + \cos\theta = 0 \quad (21)$$
$$-X_A F_{32y} + Y_A F_{32x} - M_{32z} +$$
$$+ (OD) F_{03y} \sin\theta - (OD) F_{03x} \cos\theta + M_{03z} = 0$$

$$M_{03x} \sin\theta + M_{03y} \cos\theta = 0 \quad (22)$$

$$F_{21x} \cos\alpha + F_{2ky} \cos\delta + F_{21z} \cos\gamma = 0 \quad (23)$$

$$\mathcal{X}_A F_{32x} + Y_A F_{32y} + Z_A F_{32z} = 0 \quad (24)$$

$$F_{03x} \sin\theta + F_{03y} \cos\theta = 0 \quad (25)$$

Necunoscutele sînt cele menționate mai sus, care se înmulțesc cu valoarea reală a lui M_{3u}

Concluzii

Rezolvarea mecanismului s-a făcut pentru $\theta = 10, 30, 45, 90°$; $\delta = 9, 12, 15, 18, 21°$; $(OA) = 100$ mm; $(OB) = 300$ mm $= (OD)$; $n_1 = 90, 120, 140, 160, 180, 200$ rot/min.

A. Așa după cum era de așteptat, pentru $\theta = 90°$, mecanismul prezintă simetrie cinematică și dinamică. În această situație se poate deduce că:

a) Raportul $\frac{|\omega_3|}{\omega_1}$ crește cu δ pînă la $\delta = 18°$, unde are valoarea 0,345644.

b) Accelerația unghiulară ε_3 crește continuu cu δ ajungînd de la $\varepsilon_3 = \pm 43{,}3625^{s-2}$ $= 9°$, la $\varepsilon_3 = \pm 100{,}3126^{s-2}$ la $\delta = 21°$

B. Pentru unghiuri $\theta \neq 90°$ mecanismul prezintă asimetrie cinematică și dinamică. Astfel pentru $\theta = 10°$ și $\delta = 9$, $\frac{\omega_3}{\omega_1}$ variază între 1,950376 și $-$ $-$ 1,455647, adică asimetria nu este prea pronunțată cu toată valoarea mică a lui θ În ce privește însă valoarea vitezei unghiulare ω_3 ea crește în sens invers cu θ

C. Pentru reacțiuni, rezultatele depind de toate cele 3 mărimi geometrice, (OA), (OB) și (OD). Optimizarea vizează în special componenta axială a lagărului de alunecare, dacă se adoptă o asemenea variantă constructivă, așa după cum a fost presupus mai sus.

D. Programele de calcul confirmă afirmația de la 1, prin care reacțiunile din cuplurile cinematice sînt comparabile cu cele ale mecanismelor plane. În consecință, uzinarea acestui mecanism nu pune probleme deosebite.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Letoșnev, M. N.:* Mașini agricole (traducere din limba rusă). București, Editura Agro-Silvică, 1959, p. 322—339.

[2] *Crudu, I.:* Mașini agricole de recoltat (procese de lucru). Iași, Editura Institutului politehnic, 1977, p. 76—87.

[3] *Orănescu, A.:* Metodă numerică unitară și notații simbolice pentru determinarea configurației mecanismelor. In: „Al 2-lea simpozion de transmisii mecanice", Reșița, 1976, vol. 1, p. 166—178.

[4] *Crudu, I., Orănescu, A.:* Metodă numerică unitară și notații simbolice pentru determinarea cinematicii și mecanismelor. In: „Al 2-lea simpozion de transmisii mecanice", Reșița, 1976, vol. 1, p. 49—58.

[5] *Crudu, I., Orănescu, A.:* Metodă numerică unitară și notații simbolice pentru rezolvarea cinetostaticii mecanismelor. In: „Al 2-lea simpozion de transmisii mecanice", Reșița, 1976, vol. 2, p. 544—553.

[6] *Orănescu, A., Ceangă, E., Bumbaru, S., Bocioacă, R.:* Dinamica mecanismelor cu grad de libertate supraunitar. In: „Sesiunea științifică a specialiștilor în domeniul construcției de nave". Universitatea din Galați — ICEPRONAV Galați, vol. 2, p. 75—85.

[7] *Crudu, I., Orănescu, A.:* Asupra torsorului inerției la mecanismele spațiale. Sesiunea științifică a Academiei R.S.R., București, decembrie 1976.

CZ : 621—231 : 621.113/.114

Interdependente cinematice în mecanismul de direcție și suspensie - mecanism cu structura variabilă și trei grade de mobilitate parțiale

Conf. dr. ing. Petre **ALEXANDRU**, ing. Ioan **VIȘA** — Universitatea din Brașov

Situații funcționale

Mecanismul de direcție și cele două mecanisme de suspensie a roților directoare ale unui autovehicul formează împreună un lanț cinematic spațial-complex, cu zece elemente. Notînd cu n — numărul elementelor cinematice ale mecanismului ($n = 9$), C_5 — numărul cuplelor de clasa 5-a ($C_5 = 5$, articulațiile de rotație și ghidajele), C_3 — numărul cuplelor de clasa a 3-a ($C_3 = 8$, articulațiile sferice), gradul de mobilitate va fi cinci :

$$M = 6n - 5C_5 - 3C_3 = 6 \cdot 9 - 5 \cdot 5 - 3 \cdot 8 = 3 + 2.$$

Din cele cinci mobilități, două sînt pasive — rotațiile elementelor CE și FD în jurul propriilor axe (fig. 1), astfel încît gradul de mobilitate real va fi trei ; acesta corespunde mișcărilor de „dezbatere" independentă ale roților directoare la trecerea peste neregularitățile drumului) și mișcării de acționare a volanului (pentru înscrierea în viraj).

stînga și „d" pentru mecanismul din dreapta) — unghiurile de rotație, față de poziția normală, ale pîrghiei inferioare, bielei port-fuzetă, respectiv pîrghiei superioare din mecanismul de suspensie ;

$\Delta\alpha$, $\Delta\beta$ — variația unghiurilor de înclinare transversală α_0 și longitudinală β_0 ale pivotului $\overline{MN}$;

θ_e, θ_i — unghiurile de rotație, față de poziția neutră, ale levierelor de fuzetă (unghiurile de bracare ale roților) ;

S — deplasarea curentă a cremalierei mecanismului de direcție ;

$\theta_i\left(\theta_e^i, \theta_i^i\right)$ — unghiuri de bracare indusă ;

$l_1 = \overline{MM_0}$, $l_2 = \overline{MN}$, $l_3 = \overline{NN_0}$, $l_4 = \overline{M_0N_0}$ — lungimile laturilor patrulaterului de suspensie ;

$m = \overline{Ms\ A} = \overline{Md\ B}$ — distanța pînă la punctele de articulare ale levierelor de fuzetă ;

θ_0, ν_0 — unghiurile de poziție ale axelor articulațiilor M și N, în plan orizontal, respectiv longitudinal.

O caracteristică importantă a structurii acestui mecanism este faptul că gradele de mobilitate sînt „parțiale", deoarece mișcarea elementelor comandate nu depinde simultan

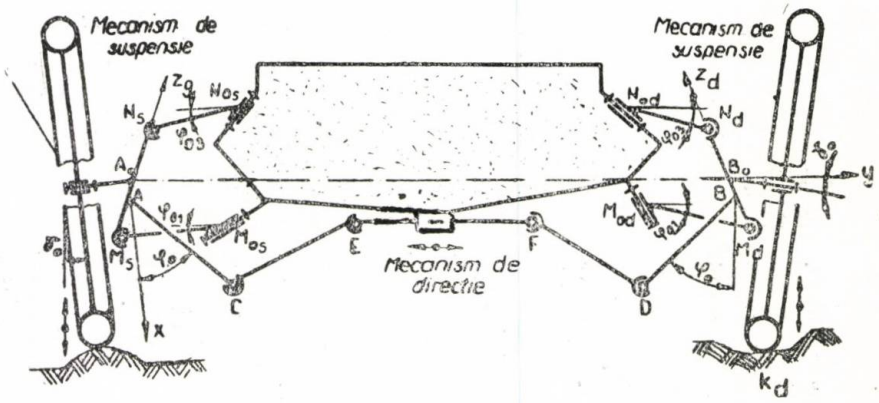


Fig. 1 Mecanism spațial complex de direcție și suspensie.

În figurile 1 și 2 s-au făcut notațiile :

φ_{01} — unghiul de poziție normală (vehicul cu încărcătură normală aflat pe drum fără neregularități) al pîrghiei inferioare ;

φ_{03} — unghiul de poziție normală al pîrghiei superioare a suspensiei ;

φ_0 — unghiul de poziție neutră (mers rectiliniu al vehiculului) al levierului fuzetei ;

γ_0 — unghiul de cădere al roții ;

φ_1, φ_2, φ_3 (cu indicii „s" — pentru mecanismul din

de toate elementele conducătoare [3]. Astfel, mișcarea pîrghiilor MM_0 și NN_0 (cu indicii „d" — pentru mecanismul din dreapta și „s" — pentru mecanismul din stînga) nu depinde de elementul conducător EF — cremaliera mecanismului de direcție.

Altă caracteristică structurală importantă este faptul că mecanismul are structură variabilă (fig. 2). Astfel :

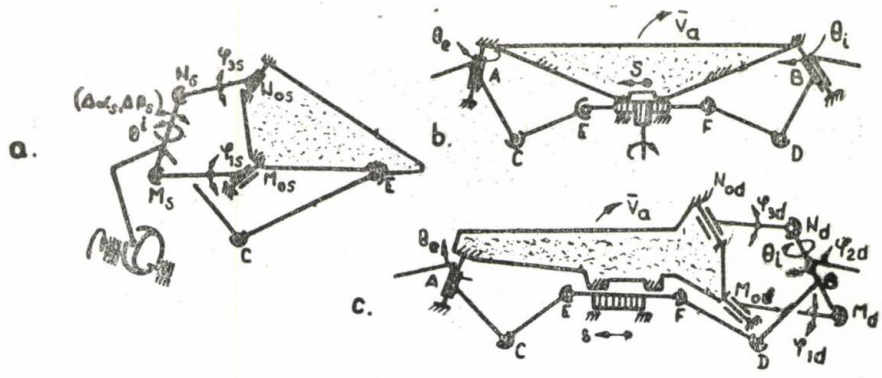


Fig. 2 Scheme cinematice funcţionale ale mecanismului spaţial complex de direcţie şi suspensie.

a. Dacă se acţionează numai biela (port-fuzeta) $M_s N_s$ de către neregularităţile căii de rulare (modelate în fig. 2, a printr-o camă), va fi acţionat numai mecanismul de suspensie din stînga $M_s N_s N_{os} M_{os} CE$; aceeaşi situaţie apare cînd este antrenată port-fuzeta $M_d N_d$ a mecanismului $M_d N_d N_{od} M_{od} DF$.

Unor valori ale parametrilor cinematici independenţi φ_1 (unghiurile de poziţie φ_{1s} , φ_{1d} ale pîrghiei inferioare) le corespund valorile φ_3 pentru pîrghia superioară, respectiv φ_2 şi η pentru biela fort-fuzetă. În plus, port-fuzeta se roteşte în jurul propriului ax cu unghiul θ_i [2]. Această mişcare, pe care o vom denumi „bracare indusă", constă din deviaţia roţii directoare de la traiectoria impusă [1]. Ea este o mişcare dăunătoare, produsă, deci, de trecerea roţilor directoare ale autovehiculului peste neregularităţile căii de rulare, sau de oscilaţiile caroseriei.

b. Dacă se acţionează numai cremaliera EF, prin comanda de la volan, va fi antrenat numai mecanismul de direcţie $ACEFB$ (fig. 2, b). Parametrului independent S îi vor corespunde deplasările unghiulare θ_e şi θ_i în jurul axelor MN ce trec prin articulaţiile sferice, în mecanism realizîndu-se funcţia $\theta_i(\theta_e)$

c. Dacă se acţionează simultan biela MN (de ex. $M_d N_d$) şi cremaliera EF (fig. 2, c), funcţiile $\varphi_2(\varphi_1)$ şi $\varphi_3(\varphi_1)$ depind numai de parametrul φ_1 în timp ce funcţiile θ_i (θ_e) devin $\theta_i(\theta_e \varphi_1)$, incluzînd astfel şi efectul bracării induse θ_i . Aceasta înseamnă că legea de transmitere a mecanismului de direcţie depinde şi de modificarea poziţiei suspensiei.

d. Dacă sînt antrenate ambele biele MN (prin trecerea roţilor peste neregularităţile căii de rulare) cît şi cremaliera EF (prin bracarea roţilor directoare), apărînd bracări induse θ şi θ^i la ambele roţi, funcţia de transmitere a mecanismului de direcţie poate avea o modificare importantă.

Prezenta lucrare îşi propune să stabilească, plecînd de la situaţiile funcţionale care au fost precizate, legile de transmitere ale mecanismelor componente şi ale mecanismului general, ca şi interdependenţa cinematică dintre mecanisme.

Funcţia de poziţie a mecanismului de suspensie

Mecanismul de suspensie $M_o MNN_o$ (fig. 3) este un patrulater spaţial cu articulaţii de rotaţie şi sferice, definit de lungimile l_1, l_2, l_3, l_4 şi de unghiurile de poziţie iniţială (normală) φ_{01}, $\varphi_{02} - \gamma_0$, φ_{03}, $\varphi_{04} - \xi_0$. Axele sistemului de coordonate, faţă de care s-au raportat unghiurile, sînt paralele cu axa longitudinală (x), transversală (y) şi verticala (z) ale autovehiculului. Axele articulaţiilor M fac cu axa x unghiul θ_o — în planul orizontal ($\sphericalangle$ xMy), iar axele articulaţiilor N fac cu axa z unghiul ν_0 — în planul longitudinal ($\sphericalangle$ xNZ) În poziţia iniţială (neutră) pivoţii MN sînt poziţionaţi practic prin unghiurile $\alpha_0 = \sphericalangle PMZ$ şi $\beta_0 = \sphericalangle QMZ$, denumite unghiuri de înclinare transversale şi de fugă :

$$\operatorname{tg}\alpha_0 = \operatorname{tg}\alpha_{02}\cos\gamma_0 \ , \quad \operatorname{tg}\beta_0 = \operatorname{tg}\alpha_{02}\sin\gamma_0. \qquad (1)$$

Modificarea poziţiei suspensiei în timpul deplasării autovehiculului produce modificarea unghiurilor de poziţie ale pivotului, φ_{02} luînd valoarea α_2 şi γ_0 luînd valoarea η ; în consecinţă se produce modificarea unghiurilor de înclinare transversală şi de fugă, α_{02} luînd valoarea $\alpha(\alpha_d$ pentru mecanismul din dreapta şi α_s pentru mecanismul din stînga), β_0 luînd valoarea $\beta(\beta_d$ şi $\beta_s)$. În acelaşi timp, distanţa AB (fig. 1) sau A_1B_1 (fig. 3), care reprezintă baza mecanismului de direcţie, se va modifica atît ca mărime cît şi ca direcţie, punctul de articulare A_1 putînd lua poziţiile A_2 sau A_3, iar punctul B_1 poziţiile B_2 sau B_3.

Unghiurile curente de poziţie ale pivotului (cu indicele „s" pentru mecanismul din stînga şi „d" pentru mecanismul din dreapta) sînt date de relaţiile :

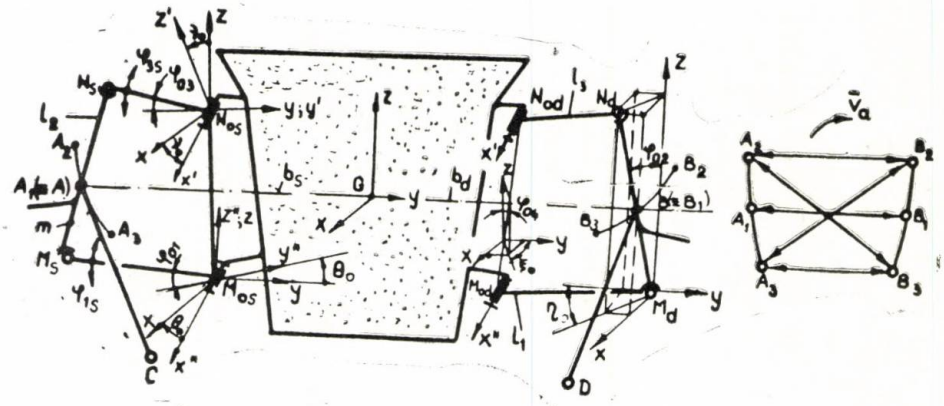


Fig. 3. Schema cinematică a mecanismelor de suspensie-patrulatere spațiale.

$$\eta_{1(s,d)} = \operatorname{arc\,tg} \frac{-l_1 \cos(\varphi_1 + \varphi_{1(s,d)}) \sin\theta_0 + l_3 \sin(\varphi_{03} + \varphi_{3(s,d)}) \sin\nu_0 + l_4 \sin\varphi_{04} \sin\xi_0}{l_1 \cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \cos\theta_0 - l_3 \cos(\varphi_{03} + \varphi_{3(s,d)}) - l_4 \sin\varphi_{04} \cos\xi_0}; \quad (2)$$

$$\varphi_{2(s,d)} = \arcsin\{[l_1 \cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \cos\theta_0 - l_3 \cos(\varphi_{03} + \varphi_{3(s,d)}) - l_4 \sin\varphi_{04} \cos\xi_0]/(l_2 \cos\eta_{1(s,d)})\}; \quad (3)$$

$$\varphi_{3(s,d)} = 2\operatorname{arc\,tg}[(A_{s,d} - \sqrt{A_{s,d}^2 + B_{s,d}^2 - C_{s,d}^2})/(B_{s,d} + C_{s,d})]; \quad (4)$$

în care:

$$A_{s,d} = 2l_1 l_3[\cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \cos\theta_0 \sin\varphi_{03} - \cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \sin\theta_0 \sin\nu_0 \cos\varphi_{03} - \sin(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \cos\nu_0 \cos\varphi_{03}] - 2l_3 l_4[\sin\varphi_{04} \cos\xi_0 \sin\varphi_{03} - \sin\nu_0 \sin\varphi_{04} \sin\xi_0 \cos\varphi_{03} - \cos\varphi_{03} \cos\nu_0 \cos\varphi_{04}];$$

$$B_{s,d} = -2l_1 l_3[\cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \cos\theta_0 \cos\varphi_{03} + \cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \sin\theta_0 \sin\nu_0 \sin\varphi_{03} + \sin(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)} \cos\nu_0 \sin\varphi_{03}] + 2l_3 l_4[\sin\varphi_{04} \cos\xi_0 \cos\varphi_{03} + \sin\nu_0 \sin\varphi_{04} \sin\xi_0 \sin\varphi_{03} + \sin\varphi_{03} \cos\nu_0 \cos\varphi_{04}];$$

$$C_{s,d} = 2l_1 l_4[\cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \cos\theta_0 \sin\varphi_{04} \cos\xi_0 + \cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \sin\theta_0 \sin\varphi_{04} \sin\xi_0 + \sin(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) \cos\varphi_{04}] - l_1^2 - l_3^2 - l_4^2 + l_2^2 \quad (5)$$

Acestea s-au determinat pe baza ecuației de contur vectorial închis a mecanismului (fig. 4);

$$l_1\bar{u}_1 + l_2\bar{u}_2 + l_3\bar{u}_3 = l_4\bar{u}_4, \quad (6)$$

versorii $\bar{u}_1$ și $\bar{u}_3$ exprimîndu-se în sistemele de coordonate x*y*z*, respectiv x'y'z'. Scriind corelațiile dintre versorii celor două sisteme de axe și versorii $\bar{i}$, $\bar{j}$, $\bar{k}$, ai axelor x,y,z, ecuația (6) se rezolvă explicitîndu-se în funcție de φ_3 respectiv φ_2 și η (fig. 4):

$$\bar{u}_1 = \cos(\varphi_{01} + \varphi_1)\bar{j}^* + \sin(\varphi_{01} + \varphi_1)\vec{k}^* = \cos(\varphi_{01} + \varphi_1)\sin\theta_0\bar{i} - \cos(\varphi_{01} + \varphi_1)\cos\theta_0\bar{j} + \sin(\varphi_{01} + \varphi_1)\vec{k};$$

$$\bar{u}_2 = \sin\varphi_2 \sin\eta\bar{i} + \sin\varphi_2 \cos\eta\bar{j} + \cos\varphi_2\vec{k};$$

$$\bar{u}_3 = \cos(\varphi_{03} + \varphi_3)\bar{j}' - \sin(\varphi_{03} + \varphi_3)\vec{k}' = -\sin(\varphi_{03} + \varphi_3)\sin\nu_0\bar{i} + \cos(\varphi_{03} + \varphi_3)\bar{j} - \sin(\varphi_{03} + \varphi_3)\cos\nu_0\vec{k};$$

$$\bar{u}_4 = \sin\varphi_{04} \sin\xi_0\bar{i} - \sin\varphi_{04} \cos\xi_0\bar{j} + \cos\varphi_{04}\vec{k}$$

Astfel unghiurile de înclinare ale pivotului devin:

$$\alpha_{s,d} = \operatorname{arc\,tg}(\operatorname{tg}\varphi_{2(s,d)} \cos\eta_{1(s,d)}); \quad (7)$$

$$\beta_{s,d} = \operatorname{arc\,tg}(\operatorname{tg}\varphi_{2(s,d)}) \sin\eta_{1(s,d)}), \quad (8)$$

deci variația acestora față de poziția normală va fi:

$$\Delta\alpha_{s,d} = \alpha_{s,d} - \alpha_0; \quad \Delta\beta_{s,d} = \beta_{s,d} - \beta_0. \quad (9)$$

În relațiile (2) ... (5), parametrul independent $\varphi_{1(s,d)}$ se introduce cu semnul „+" cînd rotirea pîrghiei inferioare se produce în sus (spre șoc) și semnul „—" cînd rotirea se produce în jos (spre detentă).

Modificarea de poziție a punctelor de articulare A,B din poziția normală A_1B_1 în pozițiile A_2,B_2 sau A_3B_3 (fig. 3) va modifica baza mecanismului de direcție $b_a = AB$. Coordonatele curente ale punctelor A,B în sistemul $Gxyz$ sînt date relațiile:

$$X_{A,B} = l_1 \sin\theta_0[\cos\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)} - \cos\varphi_{01}] + m[\sin\varphi_{2(s,d} \sin\eta_{1(s,d)} - \sin\varphi_{02} \sin\eta_0];$$

$$Y_{A,B} = \mp\left\{\frac{b_a}{2} + l_1 \cos\theta_0[\cos(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) - \cos\varphi_{01}] - m[\sin\varphi_{2(s,d)} \cos\eta_{1(s,d)} - \sin\varphi_{02} \cos\eta_0];\right.$$

$$Z_{A,B} = l_1[\sin(\varphi_{01} + \varphi_{1(s,d)}) - \sin\varphi_{01}] + m[\cos\varphi_{2(s,d)} - \cos\varphi_{02}]. \quad (10)$$

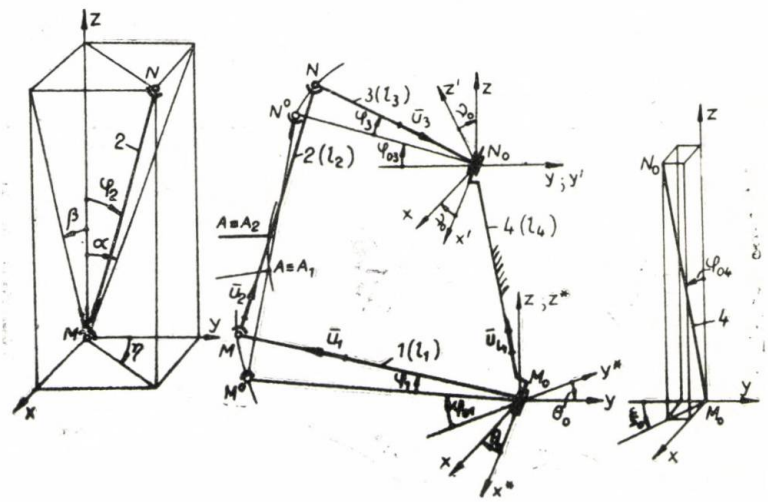


Fig. 4 Schema de calcul a parametrilor cinematici ai mecanismului de suspensie.

Relațiile (10) s-au obținut din conturele vectoriale închise „$GM_{od}M_d\ BG$" și „$GM_{os}M_s\ AG$". Astfel, vectorul de poziție curentă a punctului B este dat de relația (fig. 3)

$$\vec{GB}_{2,3} = \vec{GM}_{od} + \vec{M_{od}M_d} + \vec{M_dB}_{2,3}, \quad (11)$$

în care :

$$\vec{M_{od}M_d} = l_1 \cos(\varphi_{01} + \varphi_{1d})(\sin\theta_0\bar{i} + \cos\theta_0\bar{j}) + \\ + l_1 \sin(\varphi_{01} + \varphi_{1d})\vec{k},$$

$$\vec{M_dB}_{2,3} = m \sin\varphi_{2d}(\sin\gamma_{1d}\,\bar{i} - \cos\gamma_{1d}\,\bar{j}) + \\ + m\cos\varphi_{2d}\vec{k}, \quad (12)$$

iar GM_{od} rezultă din același contur, în care $\varphi_{1d} = 0$.

Deci, notînd poziția lui M_d la $\varphi_{1d} = 0°$ cu M_d^0, rezultă :

$$\vec{GM}_{od} = \vec{GB} + \vec{BM}_d^0 + \vec{M_d^0M}_{od},$$

unde :

$$\vec{GB} = \frac{b_a}{2}\bar{j};$$

$$\vec{BM}_d^0 = m\sin\varphi_{02}(-\sin\gamma_{10}\bar{i} + \cos\gamma_{10}\vec{k}) - \\ - m\cos\varphi_{02}\vec{k},$$

$$\vec{M_d^0M}_{od} = l_1\cos\varphi_{01}(-\sin\theta_0\bar{i} - \cos\theta_0\bar{j}) - \\ - l_1\sin\varphi_{01}\vec{k}$$

Scriind :

$$\vec{GB}_{2,3} = X_{B2,3}\bar{i} + Y_{B2,3}\bar{j} + Z_{B2,3}\vec{k}, \quad (13)$$

și identificînd după versorii $\bar{i}$, $\bar{j}$, $\bar{k}$, rezultă expresiile (10).

În relațiile (10), introducînd φ_{1s} se obțin coordonatele punctului A, iar introducînd φ_{1d} se obțin coordonatele punctului B. Semibazele b_s și b_d vor fi $b_s = Y_A$, $b_d = Y_B$.

Relațiile precedente se pot particulariza direct pentru mecanismul plan, introducînd $\theta_0 = 0^0$ și $\nu_0 = 0^0$

Folosind deci relațiile (2), (3), (7), (8), (9) se determină variațiile unghiurilor de înclinare ale pivotului. Mecanismul de suspensie trebuie astfel proiectat încît aceste variații să fie cît mai mici [5].

Relațiile (10) reprezintă date de intrare pentru calculul legii de transmitere a mecanismului de direcție, dependența acestora de unghiul φ_1 conducînd la apariția bracărilor induse θ^i [2]

Funcția de transmitere în mecanismul de direcție

Mecanismul de direcție este caracterizat de lungimile a, l, d, b_a, e și de unghiurile α_0, β_0, φ_0 definite în poziția neutră (autovehicul aflat în mers rectiliniu) față de axele sistemului xyz (fig. 5), adică $\alpha_1 = \alpha_2 = \varphi_0$, $\alpha_s = \alpha_d = \alpha_0$ $\beta_s = \beta_d = \beta_0$ (în poziția neutră). Sistemele de axe $x_s\,y_s\,z_s$ și $x_d\,y_d\,z_d$ s-au obținut din sistemul xyz prin rotire cu unghiul $\alpha_{s,d}$ în jurul axei $x\,(\Rightarrow x_1y_1z_1\,;\,x_2y_2z_2)$ și cu unghiul $\delta_{s,d}$ în jurul axelor y_1, respectiv y_2, unde :

$$\operatorname{tg}\delta_{s,d} = \operatorname{tg}\beta_{s,d}\cos\alpha_{s,d}. \quad (14)$$

Baza AB este deci variabilă ca mărime și direcție, fiind o funcție de φ_1 [10].

În raport cu originea G a sistemului *Gxyz* cremaliera este dispusă la coordonatele $(+e,\ 0,\ +z_0)$, adică în spatele axei punții directoare cu cantitatea „e" și mai sus decît acesta cu cantitatea „z_0" Pentru conturul din stînga, respectiv dreapta, valorile curente ce poziționează cremaliera vor fi (v. fig. 5)

$$\theta_i = 2 \operatorname{arc\,tg} \frac{A_d + \sqrt{A_d^2 + B_d^2 - C_d^2}}{B_d + C_d}; \qquad (19)$$

unde :

$$A_{s,d} = Z_{s,d}(\cos\alpha_{s,d} \sin\delta_{s,d} \sin\varphi_0 - \sin\alpha_{s,d} \cos\varphi_0) - e_{s,d} \cos\delta_{s,d} \sin\varphi_0 +$$

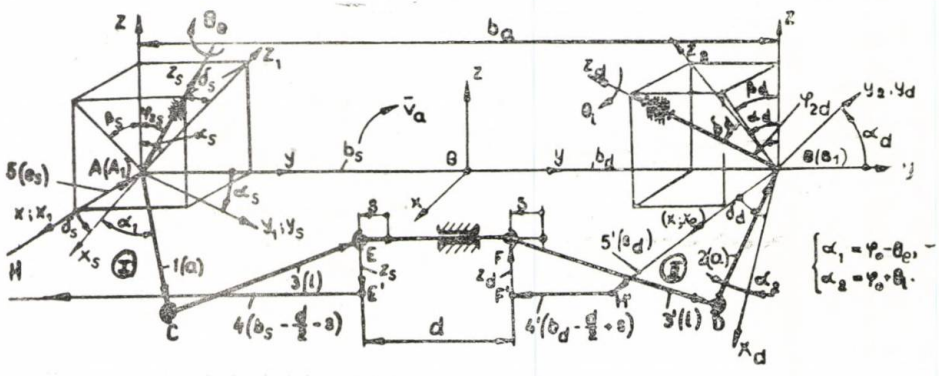


Fig. 5 Schema cinematică și de calcul al parametrilor cinematici ai mecanismului spațial de direcție cu cremalieră.

$$z_s = z_0 - z_A\ ;\ e_s = e - \mathcal{X}_A\ ; \qquad (15)$$
$$z_d = z_0 - z_B\ ;\ e_d = e - \mathcal{X}_B .$$

Legea de transmitere se determină din conturee vectoriale închise „*ACEE'HA*" și „*BH'F' F DB*", folosind ecuațiile :

$$\bar{a}\bar{u}_1 + \bar{l}\bar{u}_3 - z_s \vec{k} - \left(b_s - \frac{d}{2} - s\right)\bar{j} - e_s \bar{i} = 0\ ; \qquad (16)$$

$$e_d \bar{i} - \left(b_d - \frac{d}{2} + s\right)\bar{j} + z_d \vec{k} + l\bar{u}_3' + a\bar{u}_2 = 0\ . \qquad (17)$$

Versorul $\bar{u}_1$ aparține planului $(x_s\ A\ y_s) \perp z_s$ iar versorul $\bar{u}_2$ aparține planului $(x_d\ B\ y_d) \perp z_d$ făcînd unghiul $\alpha_1 = \varphi_0 - \theta_e$, respectiv $\alpha_2 = \varphi_0 + \theta_i$ față de axele $x_{s,d}$ Bazele $b_{s,d}$ vor fi $b_s = |Y_A|$, $b_d = |Y_b|$.

Parametrul independent este deplasarea liniară S a cremalierei, pentru care rezultă deplasările unghiulare θ_e la levierul 1 și θ_i la levierul 2 (unghiurile de bracare ale roților directoare), considerînd deci virarea autovehiculului spre dreapta.

Scriind corelațiile dintre versorii sistemelor de coordonate și rezolvînd ecuațiile (16) —(17), rezultă unghiurile de bracare :

$$\theta_e = 2 \operatorname{arc\,tg} \frac{A_s - \sqrt{A_s^2 - B_s^2 - C_s^2}}{B_s + C_s}; \qquad (18)$$

$$+ \left(b_{s,d} - \frac{d}{2} + s\right)\left(\sin\alpha_{s,d} \sin\delta_{s,d} \sin\varphi_0 + \cos\alpha_{s,d} \cos\varphi_0\right);$$

$$B_{s,d} = Z_{s,d}(\cos\alpha_{s,d} \sin\delta_{s,d} \cos\varphi_0 + \sin\alpha_{s,d} \sin\varphi_0) - e_{s,d} \cos\delta_{s,d} \cos\varphi_0 + \left(b_{s,d} - \frac{d}{2} \mp s\right)\left(\sin\alpha_{s,d} \sin\delta_{s,d} \cos\varphi_0 - \cos\alpha_{s,d} \sin\varphi_0\right); \qquad (20)$$

$$C_{s,d} = -\frac{1}{2a}\left[a^2 + e_{s,d}^2 + z_{s,d}^2 + \left(b_{s,d} - \frac{d}{2} \mp s\right)^2 - l^2\right]$$

În relațiile (20) semnul „—" din fața lui „S" este pentru conturul din stînga și semnul „+" pentru conturul din dreapta. Se poate astfel determina legea de transmitere a mecanismului de direcție prin funcția θ_i (θ_e).

Interdependența cinematică dintre mecanisme

Funcțiile $\alpha_{s,d}$; $\beta_{s,d}$; $b_{s,d}$; $z_{s,d}$; $e_{s,d}$ care rezultă din mecanismul de suspensie, produc modificări în mecanismul de direcție, aceste modificări fiind puse în evidență prin bracările induse θ_e^i la roata din exteriorul curbei și θ_i^i la roata din interiorul curbei.

Stările de funcționare ale mecanismului general sînt extrem de numeroase, fiind funcție de cei trei parametri independenți φ_{1s} , φ_{1d} , S. Dintre acestea, se aleg ca fiind caracteristice (stări limită) următoarele trei (fig. 6) :

a — virarea autovehiculului însoțită de mișcarea oscilatorie pe verticală a caroseriei (articulațiile levierului cu pivotul fiind în pozițiile A_1—B_1, A_2—B_2, A_3—B_3) ;

b — virarea autovehiculului însoțită de mișcarea de ruliu a caroseriei (pozițiile articulațiilor levierului cu pivotul fiind A_2—B_3, A_3—B_2) ;

c — virarea autovehiculului însoțită de mișcarea oscilatorie pe verticală a unei singure roți (pozițiile punctelor de articulare fiind : $A_1 \begin{matrix} B_2 \\ B_3 \end{matrix}$, $B_1 \begin{matrix} A_2 \\ A_3 \end{matrix}$).

Se subînțelege că în funcție de viteză, de panta longitudinală și laterală a căii de rulare, de starea denivelărilor, de curbura drumului și de încărcarea autovehiculului, se trece în permanență dintr-o stare funcțională în alta, sau combinații ale acestora.

Calcule numerice

Evidențierea modificării cantitative a parametrilor cinematici, pentru diferite stări funcționale, se face prin calcule numerice. Astfel, mecanismul de suspensie este caracterizat de următoarele date :

$l_1 = 280\text{mm}, l_2 = 22\text{mm}, l_3 = 200\text{mm}, m = 100\text{mm}$
$\varphi_{01} = -1°, \varphi_{03} = -2°, \quad \alpha_0 = 8° \quad , \beta_0 = 1°30',$
$\theta_0 = 15°, \quad \nu_0 = 5°.$

Mărimile de închidere ale conturelor $M_{0(s,d}$ $M_{s,d}$ $N_{s,d}$ $N_{0s,d}$ se calculează cu relațiile :

$$\gamma_{i0} = \text{arc tg}\frac{\text{tg}\,\beta_0}{\text{tg}\,\alpha_0}\ ;\ \varphi_{02} = \text{arc tg}\frac{\text{tg}\,\beta_0}{\sin\gamma_{i0}} \qquad (21)$$

$$\xi_0 = \text{arc tg}\frac{l_1\cos\varphi_{01}\sin\theta_0 + l_2\sin\varphi_{02}\sin\gamma_{i0} - l_3\sin\varphi_{03}\sin\nu_0}{l_1\cos\varphi_{01}\cos\theta_0 - l_2\sin\varphi_{02}\cos\gamma_{i0} - l_3\cos\varphi_{03}}\ ; \qquad (22)$$

$$\varphi_{04} = \text{arc tg}\frac{l_1\cos\varphi_{01}\cos\theta_0 - l_2\sin\varphi_{02}\cos\gamma_{i0} = l_3\cos\varphi_{03}}{(l_1\sin\varphi_{01} + l_2\cos\varphi_{02} - l_3\sin\varphi_{03}\cos\nu_0)\cos\xi_0}\ ; \qquad (23)$$

$$l_4 = \frac{l_1\sin\varphi_{01} + l_2\cos\varphi_{02} - l_3\sin\varphi_{03}\cos\nu_0}{\cos\varphi_{04}} \qquad (24)$$

Se obțin : $\gamma_{i0} = 10°30'$; $\xi_0 = 63°$; $\varphi_{04} = 22°$;
$l_4 = 237\text{mm}.$

Rezultatele calculului funcțiilor $\alpha_{s,d}(\varphi_1)$, $\beta_{s,d}(\varphi_1)$, $\mathcal{X}_{A,B}(\varphi_1)$, $Y_{A,B}(\varphi_1)$, $Z_{A,B}(\varphi_1)$ sînt date în tabelul 1.

Pentru mecanismul de direcție, datele de calcul sînt : $a = 130$ mm, $\varphi_0 = 15°$, $b_a = 1300$ mm, $d = 600$ mm, $e = 100$ mm, $z_0 = 80$ mm. Se calculează mărimile :

$$l = \sqrt{(a\cos\varphi_0\cos\delta_0 - e)^2 + \left[a(\sin\varphi_0\cos\alpha_0 - \sin\alpha_0\sin\delta_0\cos\varphi_0) - \frac{b_a - d}{2}\right]^2 + \left[a(\sin\alpha_0\sin\varphi_0 + \cos\alpha_0\sin\delta_0\cos\varphi_0) + z_0\right]^2} \qquad (25)$$

$$\delta_0 = \text{arc tg}(\text{tg}\,\beta_0\cos\alpha_0)$$

Se obțin : $l = 330\text{mm}$; $\delta_0 = 1°25'$. (26)

Ca date de intrare în calculul parametrilor cinematici ai mecanismului de direcție sînt și mărimile $\alpha_{s,d}$, $\beta_{s,d}$, $\mathcal{X}_{A,B}$, $Y_{A,B}$, $Z_{A,B}$ din tabelul 1. Astfel pentru cazul poziției normale (A_1, B_1) corespund datele din coloana $\varphi_1 = 0°$, pentru cazul poziției de șoc (A_2, B_2) corespund datele din coloana $\varphi_1 = 12°$, iar pentru cazul poziției de detentă corespund datele din coloana $\varphi_1 = -12°$. Rezultatele calculului parametrilor cinematici ai mecanismului de direcție sînt date în tabelul 2.

Funcțiile $\theta_i = f(\theta_e)$ se obțin prin cuplarea corespunzătoare a valorilor unghiurilor θ_e și θ_i rezultate pentru pozițiile A_1, A_2, A_3 (conturul I) respectiv B_1, B_2, B_3 (conturul II), din tabelul 2. Pe baza rezultatelor calculului s-au reprezentat aceste funcții în figura 6.

Analiza rezultatelor calculului mecanismului de suspensie — patrulater spațial (tab. 1) indică :

— variația $\Delta\alpha$ este relativ mică $\left(\frac{\Delta\alpha_{max}}{\alpha_0} = \frac{1°5'}{8°}\right)$;

— variația $\Delta\beta$ este relativ mare $\left(\frac{\Delta\beta_{max}}{\beta_0} = \frac{1°40'}{1°30'}\right)$;

— variația Δb a bazei este mică $\left(\frac{\Delta b_{max}}{b_a/2} = \frac{8,8}{650}\right)$;

— variația Δz a înălțimii de dispunere a cremalierei este relativ mare $\left(\frac{\Delta z_{max}}{z_0} = \frac{58,4}{80}\right)$;

— variația Δe a excentricității cremalierei este relativ mică $\left(\frac{\Delta e_{max}}{e} = \frac{3,3}{100}\right)$.

Dintre acestea, variația Δz va produce deci o modificare sensibilă a legii de transmitere a mecanismului de direcție.

Analiza rezultatelor calculului parametrilor cinematici ai mecanismului de direcție cu cremalieră-spațial (tab. 2) — indică :

— bracarea indusă θ^i este de 6 48', respectiv —6 17' în poziția de mers rectiliniu, ceea ce este o valoare nepermis de mare ;

— bracarea indusă θ_e^i la roata din exteriorul curbei (în poziția de virare) se menține aproximativ aceeași cu cea din poziția de mers rectiliniu ;

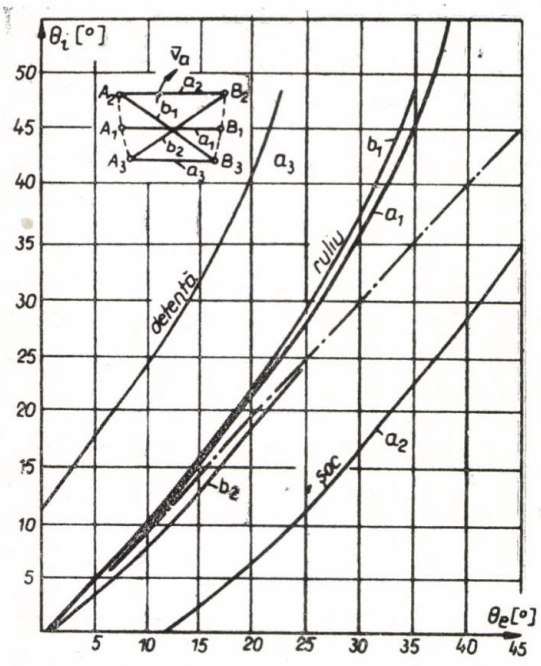


Fig. 6 Legile de transmitere ale mecanismului de direcție — cu influența mecanismului de suspensie.

— legea de transmitere $\theta_i = f(\theta_e)$ în cazul ruliului are o modificare mică față de cazul poziției normale (cazurile b și b_2 în comparație cu cazul a_1) ;

— în cazul șocului, convergența roților crește foarte mult, pe cînd în cazul detentei crește foarte mult divergența roților :

$$\text{la } S = 0 \Rightarrow C = \theta^i_{e(A2)} - \theta^i_{i(B2)} = 6°48' - (-6°48'),$$

$$\text{la } S = 0 \Rightarrow D = \theta^i_{e(A3)} - \theta^i_{i(A3)} = -6°17' - (6°17').$$

Valorile acestor modificări depind desigur de schema cinematică a mecanismului, de alegerea unor parametri convenabili și de dispunerea relativă a celor două mecanisme ce compun ansamblul direcție-suspensie.

Orice constructor de automobile cunoaște cît de dăunătoare pentru sistemul de direcție și pentru vehicul în general sînt bracările induse și modificările convergenței roților, astfel încît se caută cu insistență micșorarea valorilor lor.

Condiția minimizării acestora trebuie să fie o condiție de bază a optimizării întregului lanț cinematic [6].

Tabelul 1

φ_1[°]	−12°	−9°	−6°	−3°	0°	3°	6°	9°	12°
$\varphi_{2(s,d)}$[°]	9°6'	8°40'	8°22'	8°12'	8°8'	8°10'	8°20'	8°36'	8°59'
$\varphi_{3(s,d)}$[°]	−17°13'	−12°49'	−8°30'	−4°14'	0°	4°12'	8°24'	12°35'	16°47'
$\alpha_{s,d}$[°]	9°5'	8°38'	8°19'	8°6'	8°	7°58'	8°2'	8°11'	8°25'
$\beta_{s,d}$[°]	0°38'	0°46'	0°57'	1°12'	1°30'	1°50'	2°14'	2°41'	3°10'
$(\alpha - \alpha_0)_{s,d}$	1°5'	0°38'	0°19'	0°6'	0°	−0°2'	0°2'	0°11'	0°25'
$(\beta - \beta_0)_{s,d}$	−0°51'	−0°43'	−0°32'	−0°17'	0	0°20'	0°44'	1°11'	1°40'
$\lvert Y_{A,B} \rvert$ [mm]	641,2	644,8	647,4	649,1	650	649,9	648,9	647	644,3
$Z_{A,B}$[mm]	−58,4	−43,9	−29,3	−14,7	0	14,6	29,21	43,7	58,1
$X_{A,B}$[m]	−3,3	−2,3	−1,4	−0,6	0	0,6	1,1	1,4	1,7
Cazul	A_3, B_3	spre detentă ←			A_1, B_1	spre șoc →			A_2, B_2

— bracarea indusă θ^i_i la roata din interiorul curbei (în poziția de virare) crește accentuat față de valoarea obținută în mersul rectiliniu ;

— legea de transmitere a mecanismului de direcție se modifică hotărîtor în cazul detentei și șocului maxim (cazurile a_2 și a_3 — în comparație cu cazul a_1 — fig. 6) ;

De aceea, se impune nu numai sinteza fiecărui mecanism component [1, 5], dar și sinteza cinematică a întregului ansamblu pe baza multiplelor condiții ce duc la optimizarea construcției.

Tabelul 2

S [mm]	θ_e [°]			θ_i [°]		
	poz. A_1	poz. A_2	poz. A_3	poz. B_1	poz. B_2	poz. B_3
0	0°	6°48'	—6°17'	0°	—6°48'	6°17'
10	4°33'	11°18'	—1°18'	4°48'	—2°17'	11°26'
20	9°9'	15°48'	3°34'	9°39'	2°16'	16°52'
30	13°46'	20°21'	8°23'	14°42'	6°55'	22°42'
40	18°24'	24°58'	13°12'	20°3'	11°43'	29°13'
50	23°5'	29°41'	18°2'	25°52'	16°45'	37°1'
60	27°52'	34°32'	22°55'	32°25'	22°6'	48°24'
70	32°46'	39°33'	—	40°23'	27°56'	—
80	37°50'	44°46'	—	53°1'	34°35'	—

BIBLIOGRAFIE

[1] *Alexandru, P., Vișa, I., Copăescu, N.:* Caracteristici cinematice ale mecanismului de direcție cu cremalieră. In Conferința Națională de Automobile și tractoare. Brașov, 1976.

[2] *Alexandru, P., Vișa, I.:* Comportarea cinematică a unui lanț cinematic spațial cu zece elemente, utilizat la puntea directoare a automobilelor. In : Al doilea simpozion internațional de Mecanisme și metode de proiectare pe calculator. Vol. II — București, 1977, p. 23—37.

[3] *Manolescu, N., Kovacs, Fr., Orănescu, A.:* Teoria mecanismelor și mașinilor. Ed. didactică și pedagogică, București, 1972, p. 42—43.

[4] *Mitschke, M., Fahlauer, I.:* Einfluss der Radaufrängungskinematic auf das Fahrverhalten. In : Dtsch. Kraftfahr. u. Strassenverk., H. 231, 1973.

[5] *Vișa, I., Alexandru, P.:* Analiza și sinteza mecanismului RSSR din suspensia automobilelor. In : Simpozionul de Mecanisme și transmisii mecanice. Vol. 2, Reșița, 1976, p. 393—401.

[6] *Vișa, I., Dudiță, Fl.:* Minimizarea bracării roții directoare, cauzată de oscilațiile mecanismului patrulater al suspensiei independente a automobilului. Second IFToMM International Symposium an Kinkages and Computer Aided Design Methods, Vol. I—3, p. 702—715, București, 1977.

CZ : 621—231 : 625.2.002.1

Studiul cinematic al mecanismelor de la dispozitivele de înclinare a cutiei vehiculelor de cale ferată la circulația în curbe

Dr. ing. Leonard **BUDA** — Institutul Politehnic — București

Introducere

În lucrare se tratează mecanismele plane cu bare articulate utilizate la dispozitivele pentru înclinarea cutiei vehiculelor de cale ferată la trecerea prin curbe. În general aceste mecanisme sînt de tipul mecanismului patrulater. Datorită faptului că la circulația în aliniament biela mecanismului trebuie să ocupe o poziție orizontală, cît și condiției ca în curbe de raze egale, dar de sensuri opuse, înclinarea bielei să fie aceeași, rezultă că aceste mecanisme trebuie să fie simetrice față de o axă ce trece pe la jumătatea distanței dintre articu-

laţiile fixe. Aceste condiţii sînt îndeplinite dacă balansierele mecanismului patrulater au aceeaşi lungime (fig. 1). În practică sînt utilizate atît mecanismele la care l_2 este bielă [1], numite mecanisme cu balansiere divergente, cît şi cele la care l_4 este bielă [2], numite mecanisme cu balansiere convergente.

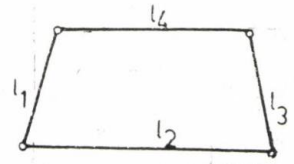


Fig. 1 Lanţul cinematic din care provin mecanismele patrulatere cu balansiere divergente şi convergente.

Din punct de vedere cinematic caracteristicile acestor mecanisme se apreciază după valoarea unghiului de rotaţie pe care îl realizează biela în funcţie de unghiul de rotaţie al unuia din balansiere, şi anume se cere ca înclinarea necesară a bielei să se realizeze pentru unghiuri de rotaţie cît mai mici ale balansierelor. Compararea acestei caracteristici, $\varphi_2 = f(\varphi_1)$ pentru cele două cazuri posibile, poate fi făcută numai dacă elementele celor două mecanisme au aceleaşi dimensiuni.

Mecanismul patrulater cu balansiere divergente

În figura 2 este reprezentat un mecanism patrulater cu balansierele egale, divergente. Corespunzător notaţiilor de pe figură se poate scrie relaţia vectorială :

$$\bar{l}_1 + \bar{l}_2 + \bar{l}_3 = \bar{l}_4, \qquad (1)$$

care proiectată pe axele sistemului de referinţă va da :

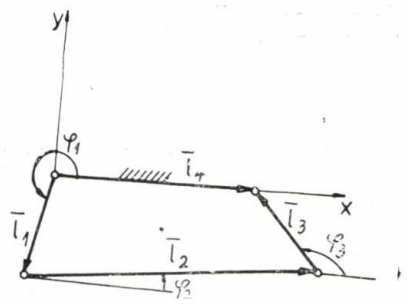


Fig. 2 Mecanismul patrulater cu balansiere divergente.

$$l_1 \cos\varphi_1 + l_2 \cos\varphi_2 + l_3 \cos\varphi_3 = l_4 \qquad (2)$$

$$l_1 \sin\varphi_1 + l_2 \sin\varphi_2 + l_3 \sin\varphi_3 = 0 \qquad (3)$$

Pentru eliminarea unghiului φ_3 între cele două relaţii, se ridică acestea la pătrat, se adună şi considerînd $l_1 = l_3$ se obţine :

$$2l_1 l_2 \sin\varphi_1 \cdot \sin\varphi_2 + 2l_2(l_1 \cos\varphi_1 - l_4) \cdot \cos\varphi_2 = \qquad (4)$$
$$= 2l_1 l_4 \cos\varphi_1 - l_1^2 - l_4^2$$

Dacă în relaţia (4) se notează :

$$a = 2l_1 l_2 \sin\varphi_1$$
$$a = 2l_2(l_1 \cos\varphi_1 - l_4) \qquad (5)$$
$$c = 2l_1 l_4 \cos\varphi_1 - l_2^2 - l_4^2$$

se obţine forma restrînsă :

$$a \sin\varphi_2 + b \cos\varphi_2 = c \qquad (6)$$

care are soluţiile :

$$\varphi_2 = 2\text{arc tg}\,\frac{a \pm \sqrt{a^2 + b^2 - c^2}}{b + c} \qquad (7)$$

Se aleg dimensiunile mecanismului, ţinînd seama ca acesta să aibă balansierele divergente şi să comporte calcule cît mai simple : $l_1 = l_3 = 1$; $l_2 = 3$; $l_4 = 2$. Rezultă din relaţia (4) valoarea unghiului $\varphi_1 = 240°$ pentru care $\varphi_2 = 0$. Plecînd de la această poziţie a balansierului se dau valori crescătoare pentru φ_1 (pe un interval de 20°) şi rezultă φ_2 din relaţia (7). Rezultatele calculelor sînt cuprinse în tabelul 1, iar curba este reprezentată în figura 4 şi notată cu 1.

Tabelul 1

φ_1	240°	242°	244°	246°	248°	250°	252°	254°	256°	258°	260°
φ_2	0°	40'	1°20'	2°	2°40'	3°20'	4°20'	5°	5°40'	6°40'	7°20'

Mecanismul patrulater cu balansiere convergente

Mecanismul din figura 3 este un patrulater cu balansierele egale, convergente. Notînd laturile şi unghiurile ca pe figură se poate scrie relaţia vectorială :

$$\bar{l}_1 + \bar{l}_4 + \bar{l}_3 = \bar{l}_2 \qquad (8)$$

Proiecţiile relaţiei (8) pe axele sistemului xoy sînt :

$$l_1 \cos\varphi_1 + l_4 \cos\varphi_4 + l_3 \cos\varphi_3 = l_3 \qquad (9)$$

$$l_1 \sin\varphi_1 + l_4 \sin\varphi_4 + l_3 \sin\varphi_3 = 0 \qquad (10)$$

Eliminînd, ca şi în cazul precedent, pe φ din cele două relaţii şi considerînd $l_1 = l_3$ se obţine :

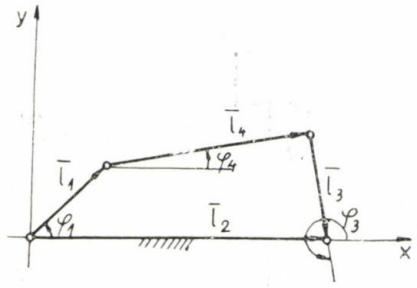


Fig. 3 Mecanismul patrulater cu balansiere convergente.

$$2l_1l_4 \sin \varphi_1 \cdot \sin \varphi_4 + 2l_4(l_1 \cos \varphi - l_2) \cdot \cos \varphi_4 =$$

$$= 2l_1l_2 \cos \varphi_1 - l_2^2 - l_4^2 \qquad (11)$$

Făcînd următoarele notații :

$$a' = 2l_1l_4 \sin \varphi_1$$

$$b' = 2l_4(l_1 \cos \varphi_1 - l_2) \qquad (12)$$

$$c' = 2l_1l_2 \cos \varphi_1 - l_2^2 - l_4^2$$

relația (11) devine :

$$a' \sin \varphi_4 + b' \cos \varphi_4 = c' \qquad (13)$$

ale cărei soluții sînt :

$$\varphi_4 = 2 \text{ arc tg } \frac{a' \pm \sqrt{a'^2 + b'^2 - c'^2}}{b' + c'} \qquad (14)$$

În acest caz, cînd l_4 este bielă, rezultă din relația (11) că $\varphi_4 = 0°$ pentru $\varphi_1 = 60°$, ceea ce reprezintă poziția inițială a mecanismului. Se rotește balansierul 1 cu aceleași unghiuri ca și în cazul patrulaterului divergent și se determină poziția bielei prin unghiul φ_4 Se remarcă la acest mecanism că pentru înclinarea bielei în același sens, balansierul de referință trebuie să se rotească în sens invers decît în cazul patrulaterului divergent. Rezultatele calculelor sînt trecute în tabelul 2, iar curba $\varphi_4 = g(\varphi_1)$ este reprezentată în figura 4 și notată cu 2.

Acest rezultat conduce la concluzia că din punct de vedere cinematic mecanismul patrulater cu balansiere convergente este preferat celui cu balansiere divergente. În felul acesta se explică și folosirea lui la dispozitivul utilizat de *SNCF* [3]. Ca dezavantaj al acestui tip de mecanism se amintește faptul că nu poate fi folosit singur, din motive de stabilitate, ci numai în cadrul unui dispozitiv cu comandă.

Mecanismul patrulater de la suspensia locomotivei 060 DA

Mecanismul utilizat la suspensia locomotivei 060 DA din parcul C.F.R. are balansierele divergente și următoarele dimensiuni : $l_1 = l_3 = 285$ mm., $l_2 = 2\,120$ mm., $l_4 = 1\,990$ mm. Biela are poziția orizontală ($\varphi_2 = 0°$) pentru $\varphi_1 = 256°48'$. Considerînd această valoare a lui φ_1 ca poziție inițială se dau valori crescătoare pentru φ_1 și se determină φ_2 din relația (7). Rezultatele obținute sînt trecute în tabelul 3.

Se constată că în timp ce balansierul se rotește față de poziția inițială cu 23°12', biela se înclină față de planul orizontal numai cu 1°34'. Acest rezultat conduce la concluzia că mecanismul nu permite realizarea unei înclinări corespunzătoare a bielei și deci cutia locomotivei nu capătă înclinarea în curbă cerută de o viteză de circulație superioară vitezei plafon [4].

Pentru a studia și alte variante ale mecanismului analizat se propun unele modificări ale dimensiunilor mecanismului original. Se are în vedere ca aceste modificări să nu influențeze dimensiunile transversale ale vehiculului. Din aceste motive s-a acționat numai asupra dimensiunii l_4 pentru care au rezultat dimensiunile balansierelor, cu condiția ca distanța dintre bielă și bază (A) să rămînă aceeași. Corespunzător notațiilor din figura 5 rezultă relațiile :

Tabelul 2

φ_1	60°	58°	56°	54°	52°	50°	48°	46°	44°	42°	40°
φ_2	0°	1°	2°	3°	3°40'	4°40'	5°40'	6°40'	7°20'	8°20'	9°20'

Comparînd rezultatele obținute în tabelele 1 și 2, ca și reprezentarea lor grafică, se observă că pentru același unghi de rotație al balansierului 1 față de poziția inițială a mecanismului ($\varphi_2 = 0°$ sau $\varphi_4 = 0°$), rezultă că $\varphi_4 > \varphi_2$.

$$\text{tg } \gamma = \frac{l_2 - l_4}{2A} \qquad (15)$$

$$l_1 = \frac{A}{\cos \gamma} \qquad (16)$$

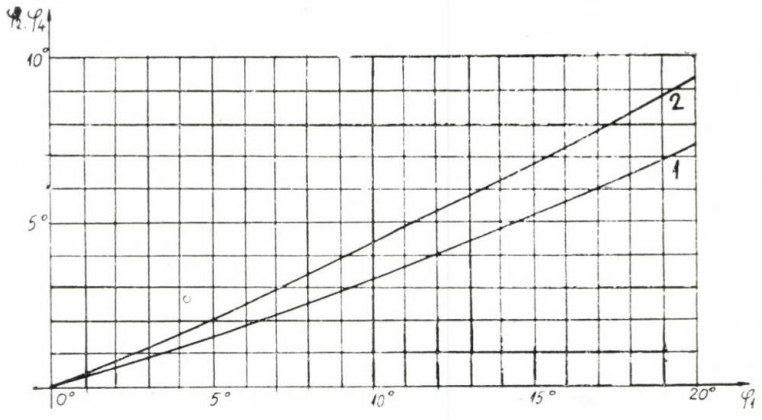


Fig. 4 Diagrama de variaţie a unghiului de înclinare a bielei în funcţie de unghiul de rotaţie al balansierului.
1 — pentru mecanismul cu balansiere divergente ;
2 — pentru mecanismul cu balansiere convergente.

Tabelul 3

φ_1	256°48'	260°	265°	270°	275°	280°
φ_2	0°	12'	30'	50'	1°12'	1°34'

Pentru $A = 277$ mm, cît rezultă pentru mecanismul original, şi pentru valorile alese pentru l_4, rezultă din relaţia (15) valoarea unghiu-

Tabelul 4

Parametrul / Mecanismul	A	l_2	l_4	γ	l_1
0	277	2120	1990	13°12'	285
1	277	2120	1990	21°37'	298
2	277	2120	1850	25°57'	308
3	277	2120	1800	29°58'	320

Tabelul 5

Mecanismul	φ_1 / φ_2	240°02'	244°03'	248°23'	250°	25?°	256°48'	260°	265°	270°	275°	280°	285°
0							0°	12'	30'	50'	1°12'	1°34'	2°01'
1				0°		42'		1°16'	1°53'	2°34'	3°20'	4°18'	5°37'
2			0°		47'	1°39'		2°14'	3°05'	4°04'	5°20'	7°19'	
3		0°			1°36'	2°29'		3°30'	4°41'	6°15'	9°39'		

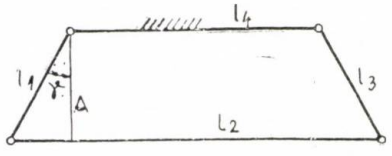


Fig. 5 Parametrii geometrici ai mecanismului patrulater de la locomotiva 060 DA.

lui λ de înclinare a balansierului faţă de direcţia verticală, apoi din relaţia (16) rezultă lungimea balansierului în cele trei variante propuse. Valorile calculate sînt trecute în tabelul 4.

Cu dimensiunile obţinute în tabelul 4, introduse în relaţia (7) şi pentru diferite valori date pentru φ_1 se obţin valorile lui φ_2 pentru cele trei variante. Datele sînt centralizate în tabelul 5 şi reprezentate grafic în diagrama 6.

În diagrama 6, curbele $\varphi_2(\varphi_1)$ sînt reprezentate toate din aceeaşi origină. În felul acesta devine posibilă o comparare a comportării cinematice a celor trei variante (1, 2, 3) în raport cu mecanismul original (0).

Urmărind variaţia unghiului de rotaţie al bielei în funcţie de unghiul de rotaţie al balansierului se constată că cele trei variante propuse realizează o caracteristică $\varphi_2 = f(\varphi_1)$ îmbunătăţită faţă de mecanismul original. Valori mai ridicate pentru φ_2 se obţin în cazul unor rotaţii însemnate ale balansierului. O.i acest lucru nu poate fi acceptat datorită faptului că şi deplasările laterale ale bielei sînt importante, ceea ce contravine condiţiilor impuse de gabarit.

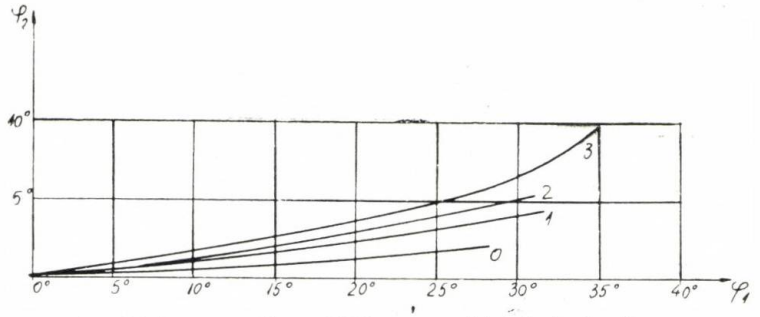


Fig. 6 Diagrama de variație a unghiului de înclinare a bielei în funcție de unghiul de rotație al balansierului. O — mecanismul inițial, 1, 2, 3 — variante ale mecanismului inițial.

Analizînd dimensiunile mecanismelor din tabelul 4 se observă, pentru mecanismul original, valori destul de apropiate între lungimea bielei (l_2) și a bazei (l_4). Dacă se realizează condiția $l_4 = l_2$ mecanismul devine paralelogram, caracterizat prin mișcarea de translație a bielei, deci $\varphi_2 = 0°$ în permanență. În cazul mecanismului de la locomotiva 060 DA există relația $l_2 > l_4$, dar raportul lor este de $l_2/l_4 = 1{,}065$. Pentru variantele propuse, la aceeași valoare pentru φ_2 datorită faptului că l_4 scade, raportul amintit ajunge la 1,18. Se ajunge la **concluzia** că, din punct de vedere cinematic, pentru a realiza o înclinare cît mai mare a bielei cu un mecanism cu balansierele divergente este necesar ca raportul l_2/l_4 să fie cît mai mare. În cazul limită, cînd $l_4 = 0$, articulațiile fixe ale mecanismului patrulater devin suprapuse, iar mecanismul degenerează în mecanismul fundamental de rotație.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: DB experiments with powered tilting of coach bodies. In Railway Gazette, vol. 125, no. 2—1969, p. 57—58.

[2] *Nouvion, F. M.*: Rames experimentales a turbines a gaz. In Revue Generale des Chemins de fer, nr. 1—1970, p. 24—55.

[3] * * *: Tilting coaches to raise speed on curves. In Railway Gazette, vol. 126, no. 17—1970, p. 655—659.

[4] *Buda, L.*: Aspecte privind circulația în curbe a vehiculelor de cale ferată cu viteze mari. In Buletinul Institutului politehnic București, tomul 36, nr. 2—1974, p. 137—144.

CZ : 625.28.001.4

Criterii teoretice și experimentale de analiză geometrică a transmisiilor cardanice de la locomotive

Ing. Theodor **IONESCU** — I.C.P.T.T. București
Prof. dr. doc. în șt. tehn. ing. Nicolae **MANOLESCU** — Institutul Politehnic București

Introducere

Funcționarea transmisiilor cardanice, în cadrul vehiculelor motoare de cale ferată, trebuie să se conformeze specificului constructiv și de exploatare la căile ferate, anume să facă față problemelor noi ridicate de existența roților calate rigid pe osie și lipsa sistemului diferențial, de mișcările osiilor și mișcările vehiculului în cale, de modul de înscriere în curbe, de fenomenele legate de interacțiunea roată-șină și de antrenarea în grup a osiilor motoare.

Sistemele de transmitere prin arbori cardanici cunoscînd o mare varietate constructivă, în funcție de scopul și utilizarea vehiculului motor la calea ferată, și avînd o evoluție impusă de satisfacerea puterilor și a vitezelor

mereu crescînde ale acestora, s-au constituit ca ansambluri spațiale cu geometrie variabilă în timpul funcționării, ceea ce a avut consecințe cinematice și dinamice de cea mai mare importanță în procesul de transmitere a mișcării de la grupul motor diesel-transmisie la boghiuri, respectiv la osii.

Analiza geometrică a domeniului de existență și funcționare a transmisiilor cardanice ale vehiculelor motoare de cale ferată, a cărei necesitate decurge și din importanța ei pentru analiza cinematică și dinamică a acestora, se poate realiza pe cale teoretică, deși cu dificultăți mari în ceea ce privește reprezentarea și considerarea factorilor imprevizibili de exploatare și a celor cu caracter aleatoriu. De aceea, studiul grafico-analitic inițial trebuie verificat prin o analiză pe baze experimentale funcție de totalitatea factorilor și condițiilor ce concretizează regimul de exploatare al unui vehicul motor de cale ferată.

Elemente constructive și de exploatare

Sistemele de arbori cardanici ale transmisiei de forță ale locomotivelor diesel hidraulice din dotarea C.F.R. Locomotivele diesel-hidraulice pentru cale normală, prezintă următoarele caracteristici constructive (fig. 1) :

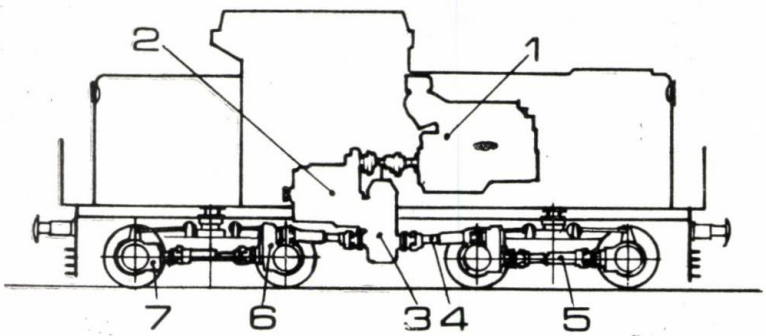


Fig. 1 Transmisia de forță a locomotivelor diesel-hidraulice din dotarea C.F.R.

— motorul diesel (1) transmisia hidraulică (2), și reductorul-inversor (3) sînt montate în cutia locomotivei ;

— mișcarea se transmite în mod simetric la ambele boghiuri, prin sistemul cardanic primar (4), de la reductorul-inversor către atacurile de osie duble (6) ale osiilor dinspre interior ale boghiurilor ; arborii cardanici primari sînt dispuși în plan vertical în axa longitudinală a locomotivei, avînd o formă caracteristică tip „Z" în acest plan ;

— mișcarea se transmite de la atacul de osie dublu (6) către atacul de osie simplu (7) situat pe osia dinspre exterior, identic la ambele boghiuri, prin sistemul cardanic secundar (5) ; arborii cardanici secundari (5) sînt așezați în plan orizontal, avînd o formă caracteristică tip „Z" în acest plan.

Influența circulației locomotivei pe cale asupra geometriei sistemelor de transmitere cardanice. Circulația vehiculelor pe cale se face în condițiile unui ansamblu de mișcări relative cutie locomotivă-boghiuri-osii în plan vertical și orizontal, mișcări cu caracter oscilator datorită caracteristicilor constructive ale căii și vehiculului și factorilor perturbatori periodici sau aleatori existenți. Specific circulației în aliniament este mișcarea de șerpuire caracterizată prin rotirea în plan orizontal a osiilor, boghiurilor, cutiei locomotivei, precum și prin influențele acestora asupra mișcărilor în plan vertical. Trecerea prin curbe este un fenomen complex în care intervin supraînălțările liniilor, efectul forțelor centrifuge funcție de viteza de circulație, caracteristicile suspensiilor, etc.

Sistemul cardanic primar va fi afectat de toate mișcările relative existente între cutia locomotivei și osii în timpul circulației pe cale, iar sistemul cardanic secundar numai de mișcările relative restrînse ale osiilor fixate prin intermediul cutiilor de osie în cadrul boghiurilor.

Geometria sistemelor cardanice

Avînd drept scop delimitarea dispozițiilor extreme ale sistemelor cardanice primare și secundare și evidențierea factorilor de exploatare ai vehiculelor motoare la calea ferată ce pot afecta geometria în funcționare a transmisiilor cardanice se va elabora totodată o metodologie general valabilă de calcul a parametrilor geometrici ce prezintă interes. Studiul se va efectua pentru cazul locomotivei diesel-hidraulice de 1250 CP.

Caracteristicile dimensionale ale locomotivei, (fig. 2), sînt prezentate în tabelul 1.

Sistemele cardanice primare. Se consideră cazul deplasărilor relative în plan orizontal cutie locomotivă-boghiuri corespunzător circulației locomotivei în curba de rază minimă, $R = 100$ m, simultan cu deplasările relative maxime cutie locomotivă-osii pe direcție verticală ca efect cumulat al jocurilor suspensiilor primare și secundare. Sistemul cardanic primar va ocupa o poziție tip ZZ în spațiu (Z în plan vertical, Z în plan orizontal).

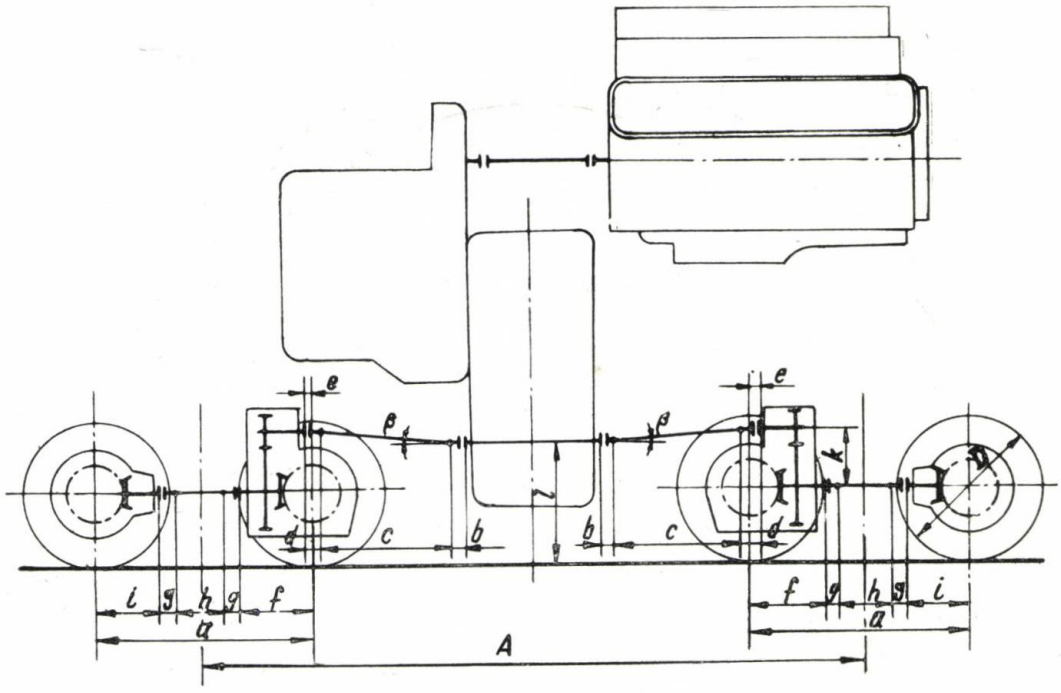


Fig. 2 Caracteristici dimensionale ale locomotivei diesel hidraulice de 1250 CP.

Tabelul 1

Dimensiunile principale ale locomotivei diesel hidraulice 040 DHC [mm]

A	*a*	*b*	*c*	*d*	*e*	*f*	*g*	*h*	*i*	*k*	*D*	*l*	*m*	*n*
7200	2500	150	1630	150	45	640	170	880	640	318	1000	675	± 10	± 15

m — jocul suspensiei primare ;

n — jocul suspensiei secundare.

Dispunerea locomotivei, determinată grafic cu ajutorul epurei Vogel, este prezentată în figura 3, unghiurile de deviere rezultante în plan orizontal și vertical ale arborilor cardanici primari obținîndu-se prin calcul analitic (relația 1—9, tabel 2), [3, 4].

$\beta_p = \text{arc tg} \dfrac{\left(\dfrac{D}{2} + K\right) - 1}{c} \cos\gamma$ — unghiul constructiv de așezare a arborelui cardanic primar în plan vertical ; (1)

$\beta'_p = \text{arc tg} \dfrac{\left(\dfrac{D}{2} + K \pm \Delta Z\right) - 1}{c} \cos\gamma$; $\Delta Z = m + n$ — unghiul maxim de dispunere a arborelui cardanic primar în plan vertical datorită jocului suspensiei ; (2)

$\alpha_p = \alpha_1 \pm \alpha_2$ — unghiul format de axa longitudinală a boghiului din urmă (din față) cu axa longitudinală a cutiei locomotivei ; (3)

$y = \dfrac{a^2}{2R}$ — poziția osiei din urmă față de firul exterior al căii ; (4)

$Y = 31{,}25$ mm $< \sigma = 35$ mm, deci înscriere liberă a boghiului ;

$\alpha_1 = \text{arc sin} \dfrac{A}{2R}$ unghiul datorită curburii căii considerînd boghiul situat în axa căii ; (5)

$\alpha_2 = \text{arc sin} \dfrac{Y}{a}$ — unghiul datorită dispunerii boghiului cu osia întîi atacantă ; (6)

$\gamma = \text{arc tg} \dfrac{x \operatorname{tg} \alpha p}{c}$ unghiul în plan orizontal format de arborele cardanic primar cu axa longitudinală a locomotivei, unde : (7)

$$x = \frac{h}{2} + g + f + (d - e) \qquad (8)$$

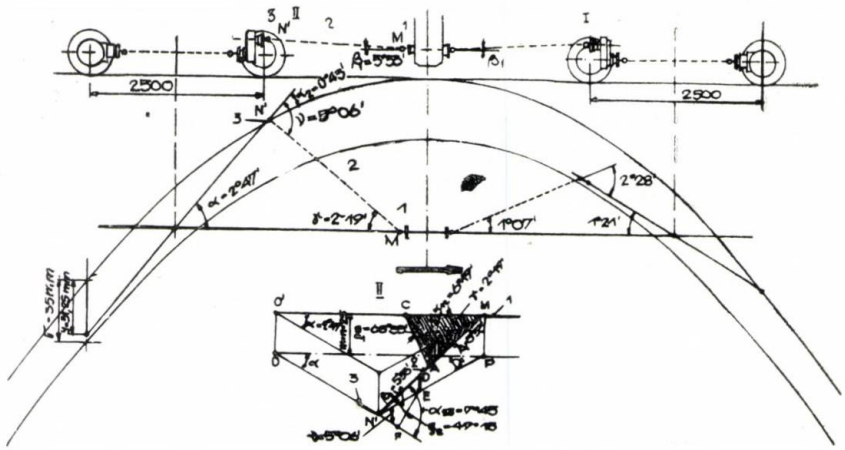


Fig. 3 Dispunerea locomotivei de 1250 CP în curba de rază minimă. Generarea unghiurilor „spațiale" ale sistemului bicardanic primar II.

Tabelul 2

Unghiurile formate de sistemele cardanice primare

Unghi	Sistem cardanic primar	
	I	II
β_p	5°01'	
β'_p	5°53'	
α_1	2°04'	
α_2	0°43'	
α_p	1°21'	2°47'
γ	1°07'	2°19'
ν	2°23'	5°06'

$\nu = \alpha_p + \gamma$ — unghiul în plan orizontal format de arborele cardanic primar cu axa longitudinală a boghiului. (9)

Notăm :

f_i^1, f_i^2 — furca 1, respectiv 2 a arborelui i ;
F_i^1, F_i^2 — planul furcii f_i^1, respectiv f_i^2 ;
$P_{i,i+1}$ — planul articulației $(i, i+1)$;
$\alpha_{i,i+1}$ — unghiul axelor furcilor articulației $(i, i+1)$;
$\xi_{i,j}$ — unghiul relativ al planelor $P_{i,i+1}$; $P_{j-1,j}$.

Unghiurile spațiale se determină cu relațiile [2] :

$$\alpha_{12} = \operatorname{arc\,tg} \frac{\left(\operatorname{tg}^2 \beta'_p + \sin^2 \gamma\right)^{\frac{1}{2}}}{\cos \gamma} \qquad (10)$$

$$\alpha_{23} = \operatorname{arc\,tg} \frac{\left(\operatorname{tg}^2 \beta'_p + \sin^2 \nu\right)^{\frac{1}{2}}}{\cos \nu} \qquad (11)$$

iar :

$$\operatorname{tg} \xi_{12} = \frac{\operatorname{tg} \beta'_p}{\operatorname{tg} \gamma} ; \quad \operatorname{tg} \xi_{23} = \frac{\operatorname{tg} \beta'_p}{\operatorname{tg} \nu} \qquad (12)$$

$$\xi_{13} = \xi_{12} - \xi_{23} \qquad (13)$$

Planul unghiului „α_{12}" după cum se vede din figura 4 (proiecții pe un plan perpendicular pe arborele 2) este deplasat relativ față de planul unghiului „α_{23}" generînd astfel unghiul de decalare al planelor ξ_{13} Acest unghi de decalare este dependent atît de tipul configurației particulare spațiale a sistemului de transmitere cardanic (în cazul nostru ZZ) cît și de valorile momentane ale unghiurilor în planele de referință orizontal și vertical.

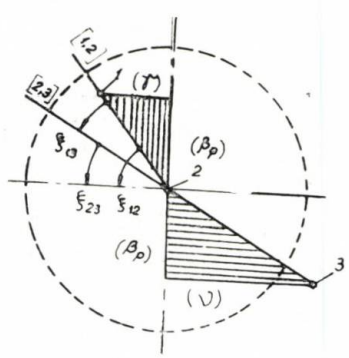


Fig. 4 Unghiul de decalare al planelor articulațiilor (1, 2) și (2, 3), pentru sistemul bicardanic primar II.

Unghiurile „spațiale" corespunzătoare ale sistemelor cardanice primare în raport cu axa longitudinală a cutiei locomotivei, respectiv cu axa longitudinală a boghiului (fig. 3) sînt prezentate în tabelul 3.

Sistemele cardanice secundare. În ceea ce privește sistemele cardanice secundare acestea sînt astfel realizate pentru a ocupa numai dispozițiile Z în plan orizontal sau ZZ spațial cu unghiuri egale (fig. 5).

Tabelul 3

Unghiurile „spațiale" ale sistemelor cardanice primare

Unghiuri	α_{12}	α_{23}	ξ_{12}	ξ_{23}	ξ_{13}
Sistem cardanic primar al boghiului din față (I)	5°59'	6°23'	79°17'	67°19'	11°58'
Sistem cardanic primar al boghiului din spate (II)	6°19'	7°45'	68°35'	49°15'	19°20'

$$|\xi_{34}| = |\xi_{45}| \qquad (19)$$

planele articulațiilor (3, 4) și (4, 5) fiind întotdeauna paralele (fig. 6)

Unghiurile spațiale limită ale sistemelor cardanice secundare sînt prezentate în tabelul 4.

Sistemele tetracardanice. Sistemul tetracardanic ce are în componență un sistem cardanic primar și unul secundar se prezintă din punct

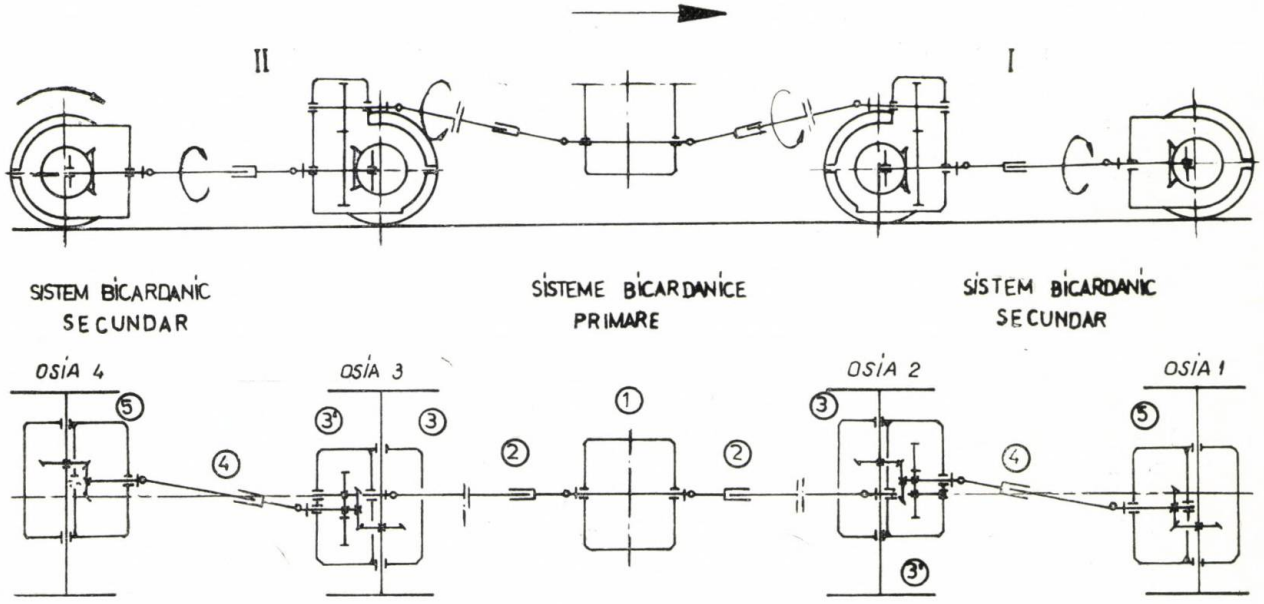


Fig. 5 Dispoziția sistemelor de transmitere cardanice în cadrul locomotivei.

În consecință unghiurile spațial ale DAH *) cu arborii extremi vor fi :

$$\alpha_{34} = \alpha_{45} = \operatorname{arc\,tg} \frac{(\operatorname{tg}^2 \beta_s + \sin^2 \alpha_s)^{\frac{1}{2}}}{\cos \alpha_s} \qquad (14)$$

în care :

$\beta_s = \beta_0 + \beta_1 + \beta_2$ — unghiul de dispunere al DAH secundare în plan vertical ; (15)

$\beta_0 = 0$ unghiul constructiv ;

$\beta_1 = \operatorname{arc\,tg} \frac{\Delta z}{h} \cos \alpha_s$ — unghiul rezultat în urma deplasării celor două osii în plan vertical ; (16)

$\beta_2 = \operatorname{arc\,tg} \frac{2(f+g)t}{r \cdot h} \cos \alpha_s$ — unghiul rezultat al rotirii celor două atacuri de osie ; (17)

α_s — unghiul de dispunere constructiv al DAH secundare în plan orizontal.

iar :

$$\operatorname{tg} \xi_{34} = \frac{\operatorname{tg} \beta_s}{\operatorname{tg} \alpha_s} \qquad (18)$$

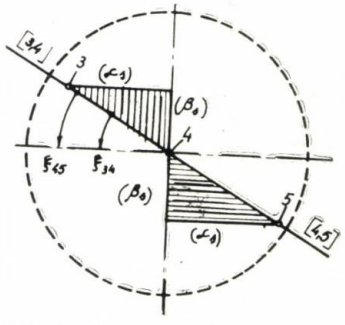


Fig. 6 Unghiul de decalare al planelor articulațiilor (3, 4) și (4, 5).

Tabelul 4

Unghi	α_s	$\Delta\beta$			α_{34}	ξ_{34}
		β_0	β_1	β_1		
Valoare	5°32'	0°	1°18'	1°05'	6°01'	23°15'

de vedere al dispoziției articulațiilor ca în figura 7.

*) Dubla articulație Hoocke.

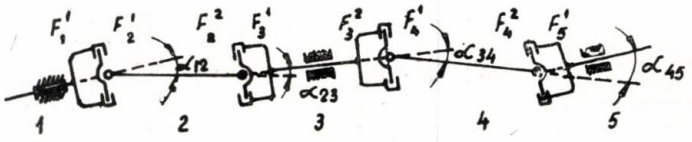


Fig. 7 Sistemul tetracardanic de acționare a osiilor unui boghiu.

Se observă :

$$(\widehat{F_1^1, F_2^1}) = (\widehat{F_2^2, F_3^1}) = (\widehat{F_3^2, F_4^1}) = \\ = (\widehat{F_4^2, F_5^1}) = 90^\circ \tag{20}$$

$$(\widehat{F_2^1, F_2^2}) = (\widehat{F_4^1, F_4^2}) = (\widehat{F_3^1, F_3^2}) = 0^0 \tag{21}$$

Decalarea relativă a planelor articulațiilor (1, 2), (4, 5) respectiv (1, 2), (3, 4) se poate exprima :

$$\xi_{15} = \xi_{13} \pm \xi_{24} \pm \xi_{35} \tag{22}$$

$$\xi_{14} = \xi_{13} \pm \xi_{24} \tag{23}$$

$$\xi_{35} = 0 \tag{24}$$

$$\xi_{15} = \xi_{14} \tag{25}$$

Considerînd sistemul bicardanic particular alcătuit de articulațiile (2, 3), (3, 4) și arborii 2, 3, 4 rezultă decalarea relativă a planelor articulațiilor (2, 3) și (3, 4) :

$$\xi_{24} = \xi_{23} \pm \xi_{34} \tag{26}$$

în care :

$$\operatorname{tg} \xi_{23} = \frac{\operatorname{tg} \beta'_b}{\operatorname{tg} \nu} \text{ și } \operatorname{tg} \xi_{34} = \frac{\operatorname{tg} \beta_s}{\operatorname{tg} \alpha_s}$$

Semnul ce va afecta relația (26) rezultă din considerente geometrice, pentru dispozițiile ZZ (și MM) semnul (—), iar pentru dispozițiile MZ (și ZM) semnul (+).

Considerînd acest sistem dispus ZZ, corespunzător boghiului II, unghiul de decalare al planelor articulațiilor (2, 3) și (3, 4), ξ_{24} rezultă după cum este arătat în figura 8.

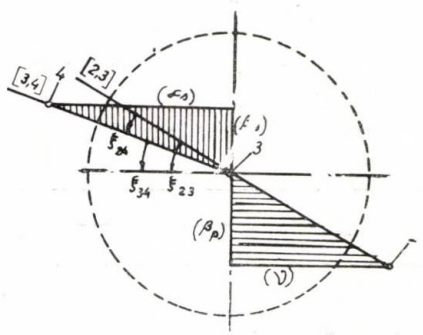


Fig. 8 Unghiul de decalare al planelor articulațiilor (2, 3) și (3, 4) pentru boghiul II.

Sistemul octocardanic. Cele două sisteme tetracardanice, care acționează boghiurile motoare funcționează în comun în ansamblul locomotivei fiind legate prin arborele de ieșire din reductor-inversor. Așezarea furcilor conducătoare ale arborelui de ieșire din reductor inversor este coplanară :

$$(F_{I,I}^1, F_{I,II}^1) = 0 \tag{27}$$

Sistemul octocardanic, astfel rezultat, poate fi caracterizat, din punct de vedere teoretic, prin următoarele dispoziții :

Tabelul 5

Sistemul octocardanic	Sistem tetracardanic I			Sistem tetracardanic II		
	1, 2, 3	2, 3, 4	3, 4, 5	1, 2, 3	2, 3, 4	3, 4, 5
Plan vertical	Z	Z, M	Z	Z	Z, M	Z
Plan orizontal	Z	Z, M	Z	Z	Z, M	Z
Spațial	ZZ	ZZ, ZM MZ, MM	ZZ	ZZ	ZZ, ZM MZ, MM	ZZ

Dispozițiile existente practic fiind limitate de factorii de ordin constructiv și ai dinamicii circulației (rotația relativă contrară în plan orizontal a celor două boghiuri față de cutia locomotivei) (fig. 9), în cadrul acestei lucrări se va reține spre analiză, în conformitate și cu măsurătorile experimentale, una din dispozițiile caracteristice circulației în curba de rază minimă, $R = 100$ m (tabel 6).

Pentru această dispoziție, unghiurile de decalare ale planelor articulațiilor sistemelor tetracardanice I și II sînt prezentate în figura 10.

Tabelul 6

Sistem octocardanic	Sistem tetracardanic II			Sistem tetracardanic I		
	1, 2, 3	2, 3, 4	3, 4, 5	1, 2, 3	2, 3, 4	3, 4, 5
Dispoziția	ZZ	ZZ	ZZ	ZZ	ZW	ZZ

Analiza experimentală

Metodologie. Aparatură. Scopul experiențelor a fost definirea domeniului geometric de existență și funcționare al transmisiei cardanice a locomotivei impus de serviciul acesteia ca vehicul motor activ în componența trenu-

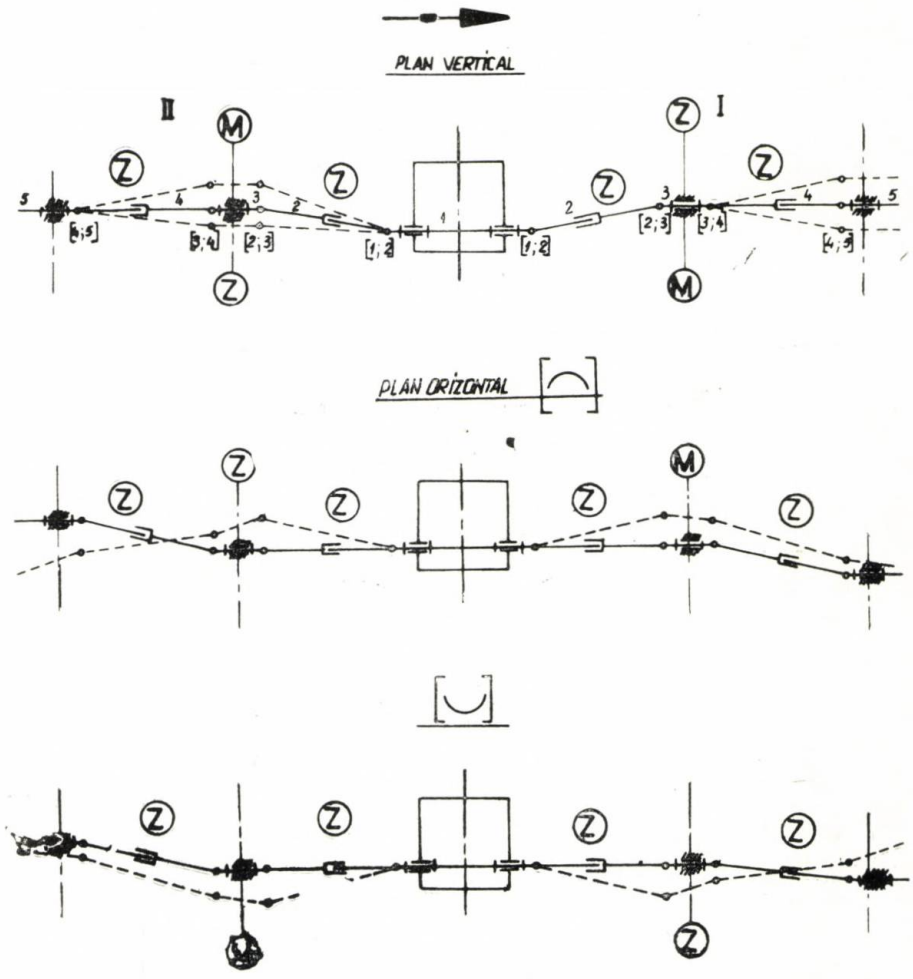


Fig. 9 Dispoziții practic posibile ale sistemului octocardanic.

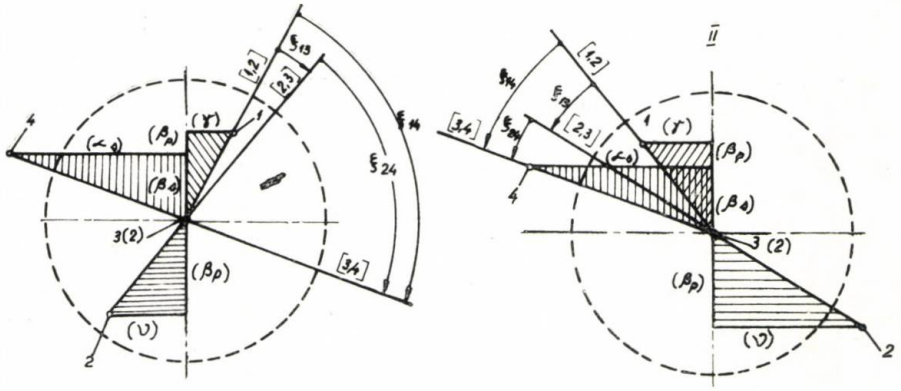


Fig. 10 Unghiurile de decalare ale planelor articulațiilor sistemelor tetracardanice I și II la înscrierea în curba de rază minimă.

lui. Experiențele, de natură complexă, sînt edificatoare atît pentru cazurile circulației stabilizate sau cu factori perturbatori în aliniament și palier, cît și pentru acela al circulației în curba cu raza $R = 100$ m, pe declivități. În prezenta lucrare se prezintă cazul circulației în curbe cu raza minimă $R = 100$ m.

În funcție de caracteristicile constructive ale locomotivei diesel hidraulice de 1250 CP (osii cu grad de mobilitate redus în cadrul boghiurilor, existența pivotului cu articulație sferică între boghiu și cutia locomotivei) este necesar de a cunoaște și măsura concomitent o serie de mărimi (fig. 11).

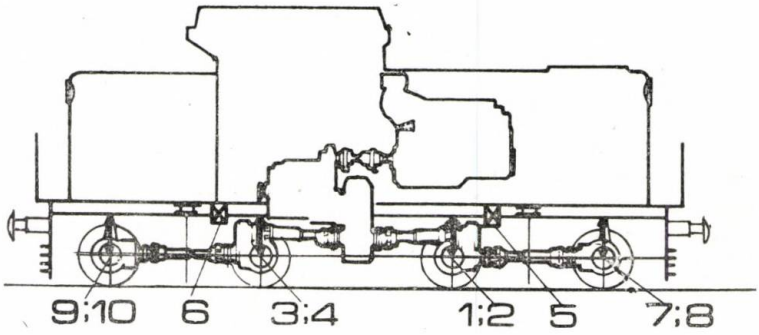


Fig. 11 Dispunerea punctelor de măsurare în cadrul locomotivei.

Tabelul 7

Valori măsurate şi rezultate pentru cazul circulaţiei locomotivei în curba de rază minimă $R = 100$ m

		Element	Sistem tetracardanic II	Sistem tetracardanic I
Sisteme cardanice primare	Valori măsurate	$z_1(1)$	—	2,85 mm
		$z_2(2)$	—	3,60 mm
		$z_3(3)$	5,80 mm	—
		$z_4(4)$	0 mm	—
		α_p (5, 6)	2°51'	1°44'
	Unghiuri rezultate	β_p	4°55'	5°08'
		γ	2°22'	1°27'
		ν	5°13'	3°11'
		α_{12}	5°27'	5°19'
		α_3	7°09'	6°02'
		ξ_{12}	64°17'	74°18'
		ξ_{23}	43°16'	58°12'
		ξ_{13}	21°01'	16°06'
Sisteme cardanice secundare	Valori măsurate	$z_7(7)$	—	—4,70 mm
		$z_8(8)$	—	—1,15 mm
		$z_9(9)$	3,80 mm	—
		$z_{10}(10)$	2,65 mm	—
	Unghiuri rezultate	α_s	5°32'	5°32'
		β_2	0°30'	0°30'
		β_s	0°44'	0°54'
		α_{34}	5°35'	5°36'
		ξ_{34}	7°32'	9°13'
		ξ_{14}	56°45'	83°31'

a. Pentru sistemele cardanice primare (fig. 12) :

— poziția relativă în plan vertical a osiei 2 (cutia de osie din stînga) față de cutia locomotivei ;

— poziția relativă în plan vertical a osiei 2 (cutia de osie din dreapta) față de cutia locomotivei ;

— poziția relativă în plan vertical a osiei 3 (cutia de osie din stînga) față de cutia locomotivei ;

— poziția relativă în plan vertical a osiei 3 (cutia de osie din dreapta) față de cutia locomotivei ;

— poziția relativă în plan orizontal a boghiului 1 (conducător) față de cutia locomotivei (rotație în jurul pivotului) ;

— poziția relativă în plan orizontal a boghiului 2.

b. Pentru sistemele cardanice secundare trebuie măsurate mărimile 1 . . . 4 împreună cu corespondentele lor 7 . . . 10 pentru osiile extreme ale locomotivei.

Echipamentul de sesizare a deplasărilor cuprinde traductori inductivi de deplasare cu cursa activă de ± 50 mm montați în locurile de măsurare cu ajutorul unor dispozitive mecanice adaptate locomotivei. Mărimea geometrică convertită de traductor în mărime electrică se transmite la un amplificator de măsură și apoi prin intermediul unor adaptări se înregistrează pe oscilograf.

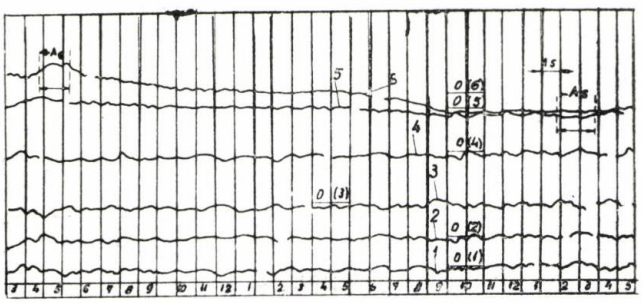


Fig. 12 Oscilagramă a mărimilor măsurate la circulația locomotivei în curba de rază minimă pentru cazul sistemelor bicardanice primare.

Rezultate. Valorile elementelor măsurate se utilizează, conform metodologiei stabilite, la determinarea valorilor reale ale parametrilor geometrici ai sistemelor bicardanice primare și secundare și în ansamblu ai sistemului octocardanic de transmitere (tabel 7).

Concluzii

— Metodologia de analiză teoretică a geometriei sistemelor cardanice, elaborată în conformitate cu dinamica circulației vehiculelor motoare pe cale ferată, este valabilă pentru toate locomotivele diesel-hidraulice din dotarea C.F.R. atît pentru cazul circulației prin curbe cît și pentru cazul circulației în alinimament cu sau fără factori perturbatori.

— Rezultatele experimentale confirmă rezultatele analizei teoretice referitoare la geometria sistemului de transmitere cardanic spațial în condițiile proprii exploatării.

— Decalarea relativă a planelor articulațiilor, generarea și variația acestor unghiuri, în mod continuu și aleator va influența corespunzător caracteristicile proprii sistemelor cardanice, funcția de transmitere a deplasărilor unghiulare de la ansamblul motor diesel-transmisie hidraulică-reductor inversor către boghiuri și osii.

— Aceasta va avea în condițiile antrenării în grup a tuturor osiilor motoare, mai ales la circulația prin curbe dar și la cea în aliniament, consecințe directe asupra funcțiilor de transmitere a vitezelor, accelerațiilor unghiulare, momentelor motoare către osii, asupra solicitării dinamice a elementelor transmisiei, asupra interacțiunii roată-șină.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Dudiță, Fl.:* Transmisii cardanice, Editura Tehnică, București 1966.

[2] *Koch, R.:* Untersuchung räumlicher Gelenkwellensysteme von Drehgestell-Schienenfahrzeugen beim Bogenlauf, Glasers Annalen, april, 1960.

[3] *Gössl, N.:* Einbau, beanspruchung und Versuchsergebnisse von Gelenkwellenantrieben in Lokomotiven und Triebwagen, Eisenbahn Technische Rundschau, nr. 10, 1954.

[4] *Wächter, A.:* Gelenkwellenantriebe für Triebdrehgestelle, Deutsche Eisenbahntechnik, nr. 7, 1957.

[5] *Ionescu, Th., Manolescu, N. I.:* Elemente geometrice și cinematice ale utilizării transmisiilor prin arbori cardanici la locomotivele diesel-hidraulice din parcul C.F.R. Revista Transporturilor și Telecomunicațiilor, nr. 3, 1975, 162—169.

[6] *Ionescu, Th., Manolescu, N.:* Elemente de analiză teoretică și experimentală a transmisiilor cardanice de la locomotivele căilor ferate române. Geometria. În lucrările simpozionului internațional, SYROM'77, volum II, paper 14, București, 1977.

CZ : 621—231

Element logic cu membrane sferice

Prof. dr. doc. șt. Traian **DEMIAN,** șef lucr. ing. Nicolae **ALEXANDRESCU** — Institutul Politehnic București

Generalități

Tehnicile de comandă și reglare, sistemele automate, au cunoscut în ultimile decenii progrese importante. Rezolvarea diferitelor probleme ridicate de procesul de automatizare a impus un număr tot mai mare de elemente de comandă și reglaj, care, pentru a putea prelucra seturi mari de informații în spații cît mai reduse, au necesitat o continuă miniaturizare. Elementele de comandă și reglaj electrice și electronice răspunzînd bine criteriului de miniaturizare au căpătat o largă răspîndire. Utilizat ca sursă de energie, aerul comprimat este principalul mediu de lucru ce rezolvă aspectul

forțelor și momentelor precum și al regimurilor cinematice de deplasare (viteze, accelerații) în cadrul unui mare număr de sisteme automate. Cu toate acestea aerul comprimat a fost relativ tîrziu utilizat în zona de prelucrare a informațiilor. Nu toate sistemele automate solicită timpi de răspuns foarte mici (în domeniul 10^{-6} sec.) care se pot obține cu ajutorul electronicii, astfel că elementele logice pneumatice caracterizate de timpi de răspuns mai mari (în domeniul 10^{-3} sec.) pot face față cu succes automatizării în multe procese și utilaje tehnologice. În prezent, dezvoltarea în paralel a diverselor sisteme de elemente logice (mecanice, electrice, electronice, pneumatice, hidraulice) dovedește că un sistem unic de elemente logice nu rezolvă optim multitudinea de aspecte impuse de un proces de automatizare; alături de timpul de răspuns un alt parametru principal — puterea furnizată la ieșire — le diferențiază calitativ, făcînd încă discutabilă utilizarea lor optimă. Modul în care timpul de răspuns (t_r) și puterea de ieșire (P_e) caracterizează diverse sisteme de elemente logice este indicat în figura 1. În acest context elementele logice fluide au căpătat o largă dezvoltare și utilizare. Principiile constructiv-funcționale le-au diferențiat în elemente logice fără echipaj mobil ce materializează procesul fizic de curgere (cu efect Coandă, cu turbulență, cu interacțiunea jeturilor, etc.) și elemente logice

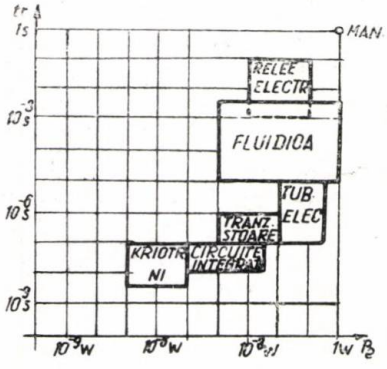


Fig. 1 Parametrii timp de răspuns (t) și putere de ieșire (P) la sistemele de elemente logice.

cu echipaj mobil a căror funcționare se bazează pe principiul compensării forțelor și au specific fenomenul de comutație (cu membrană, cu dublă membrană, cu membrane și supape, cu sertărașe, cu bilă, cu folie, etc.). Cei doi parametri tehnici, timpul de răspuns și puterea furnizată la ieșire, diferențiază calitativ cele două tipuri de elemente logice fluide, elementelor logice cu echipaj mobil fiindu-le specifice puteri de ieșire mult mai mari dar și timpi de răspuns mai ridicați. În foarte multe cazuri elementele logice fluide sînt preferate celor electrice și electronice, ele conferind sistemelor automate următoarele **avantaje :**

— condiții totale de securitate — în cazul mediilor improprii prezenței curentului electric (explozive, inflamabile, cu radiații), sau al funcționării în regimuri grele de vibrații ;

— unitate de tratare — în cazul sistemelor automate a căror acționare este deja pneumatică ;

— preț de cost mai mic al elementelor logice fluide față de corespondentele lor electronice sau electrice.

Iată de ce studiul unor noi elemente logice fluide se găsește încă în deplină actualitate. În acest sens, în această lucrare, luînd în considerare proprietățile membranelor sferice, autorii realizează un element logic cu echipaj mobil, nou, format din două membrane sferice metalice.

Elementul logic cu echipaj mobil din membrane sferice

Echipajul mobil cu dublă membrană asigură elementului logic **principalele condiții funcționale :**

— de comutație la o anumită stare a forțelor ce încarcă echipajul ;

— delimitarea camerelor funcționale cu asigurarea unei etanșări perfecte în poziția de comutație.

Spre deosebire de alte tipuri constructive de elemente logice cu dublă membrană la care membranele sînt nemetalice și etanșează pe scaune metalice, în cazul elementului logic cu membrane sferice etanșarea se realizează între membrana sferică metalică și scaune nemetalice încastrate în corpul elementului (scaune din cauciuc cu rigiditate mare PO 90 sau din teflon).

Utilizarea membranelor sferice conferă elementului logic o serie de particularități funcționale care îi îmbunătățesc performanțele tehnice în comparație cu toate celelalte elemente logice cu echipaj mobil. Membranele sferice ce compun echipajul mobil sînt identice și îndeplinesc după montaj condițiile încastrării libere pe contur.

După cum se cunoaște, funcție de elementele geometrice ale membranei sferice (fig. 2), ecuația caracteristică presiune-deformație are forma :

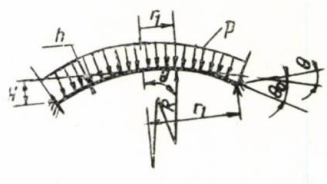


Fig. 2 Elementele geometrice ale membranei sferice.

$$\frac{pr_1^4}{Eh^4}=\left(A_1\frac{H^2}{h^2}+A_0\frac{1}{1-\mu^2}\right)\frac{W_0}{h}- \quad (1)$$

$$-A_2\frac{H}{h}\left(\frac{W_0}{h}\right)^2+A_3\left(\frac{W_0}{h}\right)^3,$$

unde pentru încastrarea liberă:

$$A_0=\frac{16}{3};\quad A_1=\frac{16}{15};\quad A_2=2;\quad A_3=\frac{6}{7}\cdot \quad (2)$$

Caracteristica este reprezentată de familia de curbe din figura 3, dată în raport de $\frac{H}{h}$.

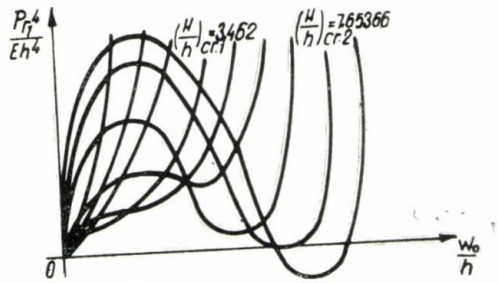


Fig. 3 Caracteristica de deformație a membranelor sferice.

Din punct de vedere funcțional interesează următoarele aspecte:

a) raportul $\left(\frac{H}{h}\right)$ pentru care caracteristica membranei începe să aibă rigiditate negativă;

b) raportul $\left(\frac{H}{h}\right)$ pentru care caracteristica membranei taie axa $\frac{W_0}{h}$ cînd deformația are loc instantaneu și se păstrează după îndepărtarea presiunii de încărcare;

c) valoarea săgeții maxime W_0 corespunzătoare presiunilor critice de deformație: p_{d1} presiunea critică de deformație superioară, p_{d2} — presiunea critică de deformație inferioară necesară revenirii membrane în poziția inițială (opusă lui p_{d1});

d) valoarea săgeților W_0 corespunzătoare presiunii de deformație momentan nule;

e) posibilitatea obținerii de membrane sferice cu caracteristică simetrică: $p_{d1}=p_{d2}$;

f) variația presiunilor critice de deformație p_{d1} și p_{d2} cu elementele constructive principale ale membranei sferice, rapoartele: $\frac{H}{h}$ și $\frac{r_1}{h}$.

Din studiul analitic al caracteristicii, făcînd derivata și impunînd existența a două rădăcini reale ale derivatei între care semnul acesteia este negativ (semn contrar lui A_3), ceea ce corespunde zonei cu rigiditate negativă a membranei, se obține:

$$4A^2\frac{H^2}{h^2}-12A_3\left(A_1\frac{H^2}{h^2}+A_0\frac{1}{1-\mu^2}\right)>0 \quad (3)$$

Rezultă:

$$\left(\frac{H}{h}\right)_{cr1}>\sqrt{\frac{3A_0A_3}{(1-\mu^2)(A_2^2-3A_1A_3)}}>3{,}462 \quad (4)$$

Condiția (4) răspunde problemei cerută de punctul **a**.

Punctele extreme ale funcției (1) sînt date de expresia:

$$\left(\frac{W_0}{h}\right)_{1,2}=0{,}389\left(2\frac{H}{h}\pm\sqrt{1{,}257\frac{H^2}{h}-15{,}071}\right) \quad (5)$$

Acestor puncte le corespund presiunile maxime de deformație — presiunile critice, date de următoarele relații:

$$\frac{p_{d1}r_1^4}{Eh^4}=4{,}1482\frac{H}{h}\left(0{,}0055\frac{H^2}{h^2}+1{,}0989\right)+$$

$$+5{,}1206\left(0{,}0916\frac{H^2}{h^2}-1{,}0989\right)^{2/3} \quad (6)$$

$$\frac{p_{d2}r_1^4}{Eh^4}=4{,}1482\frac{H}{h}\left(0{,}0055\frac{H^2}{h^2}+1{,}0989\right)-$$

$$-5{,}1206\left(0{,}0916\frac{H^2}{h^2}-1{,}0989\right)^{3/2} \quad (7)$$

Pentru ca membrana sferică să-și păstreze poziția deformată, cerința punctului **b**, trebuie ca: $p_{d2}<0$ Ridicată la pătrat după efectuarea calculelor inecuația $p_{d2}<0$ capătă forma:

$$11{,}4082\frac{H^6}{h^6}-542{,}34\frac{H^4}{h^4}-7020\frac{H^2}{h^2}\geqslant 20.919 \quad (8)$$

Înlocuind: $\frac{H^2}{h^2}=X$ (9) și notînd cu a, b, c, d coeficienții lui x^3, x^2, x și termenul liber, notînd $x=y-\frac{b}{3a}$ (10), soluțiile lui (8) sînt date de ecuația:

$$y^3-1.368{,}6311\,y-19.543{,}249=0 \quad (11)$$

Discriminantul Δ al ecuației (11) este pozitiv: $\Delta=524.275>0$ și în acest caz ecuația (11) are o rădăcină reală și două rădăcini imaginare. Rădăcina reală are valoarea $y=42.732$ și conduce la rădăcina $x=58{,}5785$.

În final se obține pentru punctul **b**:

$$\left(\frac{H}{h}\right)_{cr.2} > 7{,}65366 \qquad (12)$$

Relația (5) determină săgețile maxime corespunzătoare presiunilor critice de deformație — cerința punctului **c**.

Săgețile pentru care presiunea de deformație este momentan nulă, punctul **d**, se obțin din (1) făcînd $p = 0$. Valorile acestora sînt :

$$\left(\frac{W_0}{h}\right)_{I} = 0\,; \quad \left(\frac{W_0}{h}\right)_{II,\,III} = 0{,}583\left(2\frac{H}{h} \pm \right.$$

$$\left. \pm \sqrt{0{,}343\frac{H^2}{h^2} - 20{,}094}\right) \qquad (13)$$

Posibilitatea obținerii de membrane sferice cu caracteristică simetrică (punctul **e**) rezultă impunînd condiția ca valorile extreme ale funcției (1) să fie egale în modul. Efectuîndu-se calculele egalitatea valorilor extreme este posibilă dacă sînt îndeplinite condițiile :

$$\frac{H}{h} = 0{,}3 \text{ și } \frac{H}{h} = 0{,}25 \qquad (14)$$

Condițiile (14) sînt imposibile, rapoartele fiind sub valoarea raportului $\frac{H}{h}$ rezultă că membranele sferice nu pot avea caracteristici simetrice, deci niciodată : $p_{d1} = |p_{d2}|$.

Dintre formele de caracteristici posibile ale membranelor sferice reprezentate în figura 4, teoretic și practic există numai membrane a căror caracteristică are alura din figura 4 a. Acest aspect este deosebit de important pentru cuplarea membranelor în echipajul mobil.

Funcție de diverse valori ale raportului $\frac{r_1}{h}$ presiunile de deformație iau valori în domeniul $10^2 \div 10^{-3}$ bari. Presiunea mediului pneumatic fiind de maxim 10 bari domeniul valorilor raportului $\frac{r_1}{h}$ se restrînge la valorile $100 \leqslant \frac{r_1}{h} \leqslant 200$ (15) Raza r_1 a membranei dimensionînd volumul camerelor funcționale și prin aceasta valoarea timpilor de umplere și golire a lor, domeniul stabilit are implicații directe în mărimea timpului de răspuns. Valorile presiunilor de deformație pentru trei valori ale raportului $\frac{r_1}{h} = 100,\ 150,\ 200$ calculate de autori, sînt date în tabelul 1 și reprezentate în figura 5.

Și din figura 5 se constată că totdeauna $p_{d1} > |p_{d2}|$. Presiunile ce depășesc valoarea de $\pm$ 10 bari nu sînt funcționale și sînt excluse din calcule ulterioare.

În raport cu caracteristica membranelor sferice ce compun echipajul mobil s-au conceput și realizat trei elemente logice : elementul logic inhibitor, elementul de descărcare rapidă și elementul logic universal.

În figura 6 a, este reprezentat elementul logic inhibitor, iar în figura 6 b, se dă tabelul de adevăr. Membrana sferică are caracteristica corespunzătoare raportului $3{,}462 < \frac{H}{h} < 7{,}65363$.

Funcțional, membrana revine în poziție inițială la dispoziția presiunii de încărcare (în cazul funcției logice inhibiție semnalul binar X_1). De acest aspect s-a ținut seama la construcția elementului ce îi conferă avantajul de a avea totdeauna echipajul mobil într-o poziție avantajoasă. Aceasta înlătură hazardul comutației echipajului mobil atunci cînd semnalele de lucru (presiunile) sînt în tranziția între stările binare „1" și „0".

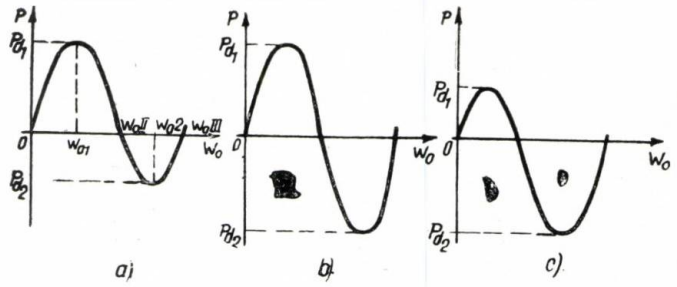


Fig. 4 Tipuri de caracteristici de deformație ale membranelor sferice.

Pentru determinarea variației presiunilor de deformație (punctul **f**) s-au considerat relațiile (6) și (7) pentru raportul $3{,}462 \leqslant \frac{H}{h} \leqslant 20$ Se constată dependența presiunilor de deformație și cu raportul $\frac{r_1}{h}$.

Tabelul 1

$\frac{H}{h}$	$\frac{p_{d1} r_1^4}{Eh^4}$	$\frac{p_{d2} \cdot r_1^4}{Eh^4}$	$r_1/h = 100$		$r_1/h = 150$		$r_1/h = 200$	
			p_{d1}	p_{d2}	p_{d1}	p_{d2}	p_{d1}	p_{d2}
3,462	16,7281	16,7281	0,351	0,351	0,069	0,069	0,022	0,022
4	20,8311	18,5569	0,437	0,390	0,086	0,077	0,027	0,024
5	32,3007	18,9877	0,678	0,399	0,134	0,079	0,042	0,025
6	48,9731	15,5845	1,028	0,327	0,203	0,065	0,064	0,020
7	71,6887	7,7809	1,505	0,163	0,297	0,032	0,094	0,010
7,65368	90,2356	0	1,895	0	0,374	0	0,118	0
8	101,3853	—5,0873	2,129	—0,107	0,421	—0,021	0,133	—0,007
9	139,0292	—23,7126	2,919	—0,498	0,577	—0,100	0,182	—0,031
10	185,5954	—48,796	3,898	—1,025	0,770	—0,200	0,244	—0,064
11	242,0659	—81,0461	5,083	—1,702	1,004	—0,336	0,318	—0,106
12	309,4247	—121,1727	6,498	—2,545	1,284	—0,503	0,406	—0,159
13	388,6566	—169,8872	8,162	—3,568	1,612	—0,705	0,510	—0,223
14	480,7485	—227,9025	10,096	—4,786	1,994	—0,945	0,631	—0,299
15	586,6875	—295,9319	12,320	6,215	2,434	—1,226	0,770	—0,388
16	707,4593	—374,6873	14,857	—7,868	2,935	—1,554	0,929	—0,492
17	844,0585	—464,8897	17,725	—9,763	3,501	—1,928	1,108	—0,610
18	997,4608	—567,241	20,947	—11,912	4,138	—2,353	1,309	—0,745
19	1168,6684	—688,4694	24,542	—14,332	4,848	—2,831	1,534	—0,896
20	1358,6579	—811,2781	28,532	—17,037	5,636	—3,365	1,783	—1,065

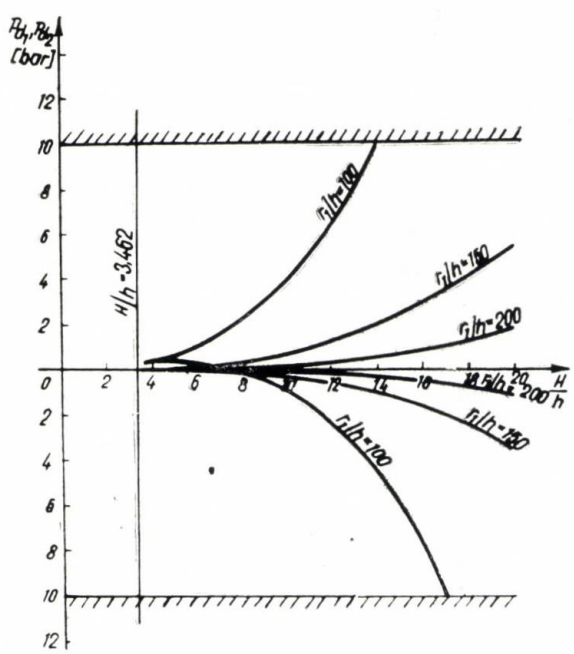


Fig. 5 Variația presiunilor de deformație cu rapoartele

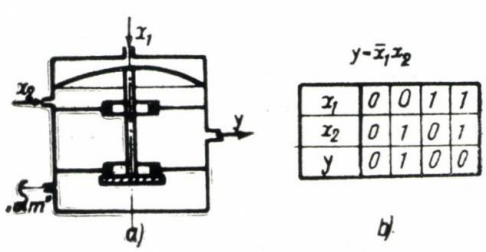


Fig. 6 Elementul logic inhibitor.

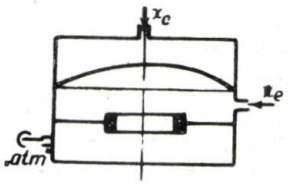


Fig. 7 Element de descărcare rapidă.

În figura 7 este reprezentat un element de descărcare rapidă pe atmosferă. Membrana sferică are același tip de caracteristică și permite elementului să descarce pe atmosferă circuitul x_e atunci cînd x_c dispare. Revenirea în poziția inițială a membranei este instantanee.

În figura 8 a, este reprezentat elementul logic universal, denumit astfel deoarece singur este capabil să realizeze 4 funcții logice : de o variabilă binară **DA** și **NU** și de două variabile, **INHIBIȚIE** și **CONJUNCȚIE.** Tabelul de adevăr al funcțiilor logice realizate este indicat în figurile 8, b, c, d și e. Corespunzător fiecărei funcții este indicată și starea celorlalte semnale posibile la orificiile elementului, făcînd astfel ușor înțeleasă funcționarea lui. Membranele sferice ce compun echipajul mobil sînt caracterizate de raportul $\frac{H}{h} >$ 7,65366, deci ele își păstrează poziția deformată.

S_1 — suprafața efectivă pe care se instalează presiunile din camerele c_1 și c_5 ;

S_2 — suprafața efectivă din camera c_2 (S_1 diminuată cu suprafața tijei) ;

S_3 — suprafața efectivă sub scaunul supapei.

Orificiile x_1, x_2, x_3, y și de „atm" de același diametru — diametrul nominal al elementului logic, caracterizează secțiunile de circuit. Secțiunile funcționale de curgere ale fluidului sînt delimitate între : scaun — membrană, scaun — tijă, membrană — extremitatea orificiilor de comandă x_1 și x_2 și sînt egale în valoare cu secțiunea nominală determinată de diametrul nominal al elementului.

După cum se poate observa membranele sferice conferă elementelor logice următoarele **avantaje :**

— păstrarea (memorizarea) poziției echipajului mobil într-una din pozițiile de comutație la căderea semnalului pneumatic de alimentare sau în procesul de schimbare a valorilor semnalelor ;

— determinarea exactă a valorilor necesare presiunilor din camerele funcționale pentru realizarea comutației ; la membranele nemetalice, caracteristica presiune-deformație este greu de stabilit teoretic ;

— construcția de elemente logice cu caracteristici tehnice identice ;

— dimensionarea membranelor sferice în condițiile unui timp de răspuns minim ; presiunile de deformație reprezintă valori de calcul pentru presiunile de umplere și de golire din camerele funcționale (la membranele nemetalice un astfel de calcul teoretic este imposibil) ;

— asigurarea procesului de comutație în timp minim posibil — deformație instantanee a membranelor.

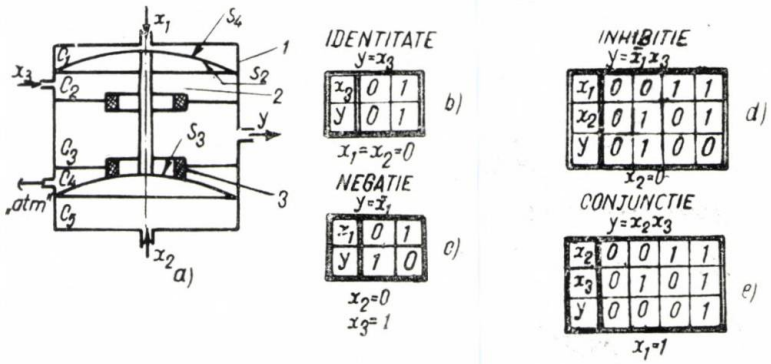


Fig. 8 Elementul logic universal.
a — starea inițială ;

Elementele notate pe figura 8 a, au următoarele semnificații :

x_1, x_2, x_3 — presiuni ale semnalului pneumatic — variabile binare, orificiile de circuit ;

y — presiunea semnalului de ieșire — variabilă binară, orificiul de ieșire ;

„atm" — orificiul de atmosferă ;

1 — corpul elementului ;

2 — echipajul mobil din două membrane sferice

3 — scaunele supapelor (nemetalice) ;

c_1, c_2, c_3, c_4, c_5 — camerele de comandă, alimentare, ieșire, atmosferă și comandă ;

Cuplat cu încă un element logic similar, elementul logic universal poate realiza și celelalte 6 funcții logice cunoscute, inclusiv circuitul și funcția de memorie.

Pentru **studiul procesului de comutație** se va considera echipajul mobil cu două membrane sferice, ale căror centre sînt cuplate prin intermediul unei tije. Din considerente funcționale și economice membranele sînt identice. Avînd în vedere că grosimea membranei „h" este mică, este posibil să se cuple-

ze cele două membrane, în două moduri, față în față și față în spate — figurile 9 a, b și c.

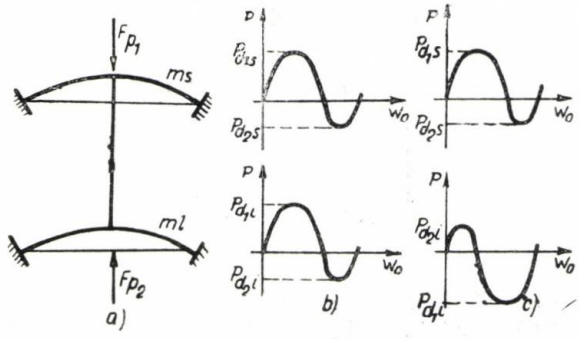


Fig. 9 Posibilități de compunere ale echipajului mobil.

Rezultanta forțelor de presiune ce solicită echipajul, pentru realizarea basculării lui, trebuie privită în raport cu fiecare din forțele de deformație. Prin forțele de deformație vom înțelege forțele corespunzătoare fiecărei presiuni de deformație de la nivelul membranei superioare (m.s) și a membranei inferioare (m.i), egale cu produsul dintre presiunea de deformație și suprafața de lucru a membranei.

Se constată că pentru bascularea în jos a echipajului mobil, rezultanta forțelor de presiune F_{p1} (fig. 9 a) trebuie să aibă valorile astfel :

— pentru membrane cuplate față în față (fig. 9 b) : $F_{p1} \geqslant F_{d1s} + F_{d1i}$;
— pentru membrane cuplate față în spate (fig. 9 c) : $F_{p1} \geqslant F_{d1s} + F_{d2i}$.

Pentru revenire în poziția inițială (basculare de jos în sus) a echipajului mobil, rezultanta forțelor de presiune F_{p2} trebuie să aibă valorile :

— pentru membrane cuplate față în față (fig. 9 b) : $F_{p2} \geqslant F_{d2s} + F_{d2i}$;
— pentru membrane cuplate față în spate (fig. 9 c) : $F_{p2} \geqslant F_{d2i} + F_{d2s}$.

Avînd în vedere că forțele de presiune se instalează în timp, funcție de timpul procesului de umplere sau de golire a camerelor, momentul realizării basculării, diferit pentru cele două posibilități de cuplare a membranelor în echipajul mobil, determină timpi de răspuns diferențiați valoric.

Se va urmări acum realizarea funcției logice „SI". Starea inițială este caracterizată de poziția echipajului și valorile presiunilor din camerele funcționale conform figurii 10 a. În această stare rezultanta forțelor de presiune $F_p = X_1 S_1$ trebuie să îndeplinească condițiile :

a) membrane față în față deformate în jos — $F_{p1} > F_{d1s} + F_{d1i}$; (16)
b) membrane față în față nedeformate : F_{p1} — fără condiție față de forțele de deformație F_d ;
c) membrane față în spate deformate în jos — $F_{p1} > F_{d1s} + F_{d2i}$; (17)
d) membrane față în spate nedeformate : F_{p1} — fără condiție față de F_d .

Stările intermediare sînt funcție de presiunile $X_3 = 1$ sau $X_2 = 1$, ce se pot instala în camerele funcționale C_2 respectiv C_5. Poziția echipajului mobil se păstrează, în relațiile (16) și (17) se modifică numai valoarea rezultantei forțelor de presiune :

— pentru starea $x_1 = 1$, $x_2 = 0$, $x_3 = 1$ și $y = 0$: $F_{p1} = x_1 S_1 - x_3 (S_2 - S_3)$; (18)
— pentru starea $x_1 = 1$, $x_2 = 1$, $x_3 = 0$ și $y = 0$: $F_{p1} = x_1 S_1 - X_2 S_1 \cong 0$ (19)

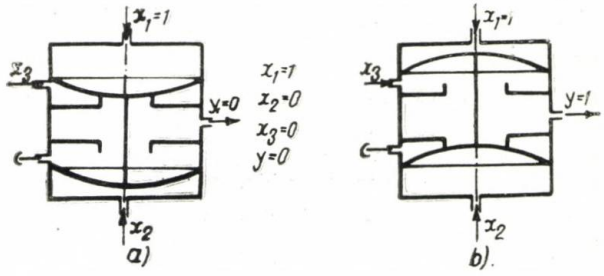


Fig. 10 Realizarea funcției logice „SI" :

Realizarea funcției logice „SI" corespunde basculării de jos în sus a echipajului mobil la apariția ultimului semnal $x_2^* = 0{,}7$ bari, respectiv $x_3^* = 0{,}7$ bari (fig. 10 b).

Cazul 1 : $x_1 = 1$; $x_2^* = 1 = 0{,}7$ bari ; $x_3 = 1$. și $y = 1$. Corespunzător stării inițiale a membranelor considerate la punctele a, b, c, d rezultă următoarele condiții de funcționare :

a) $F_{p2} > F_{d2s} + F_{d2i}$; (20)
b) $F_{p2} > F_{p1s} + F_{d1i}$; (21)
c) $F_{p2} > F_{d1l} + F_{d2s}$; (22)
d) $F_{p2} > F_{d1s} + F_{d2i}$; (23)

Rezultanta forțelor de presiune :

$$F_{p2} = -X_1 S_1 + X_2^* S_1 + X_3 (S_2 - S_3) \quad (24)$$

Rezultanta forțelor de presiune cu valoarea cea mai mică care produce bascularea echipajului mobil este corespunzătoare condiției (20). Deci pentru realizarea basculării, umplerea camerei funcționale C_5 la presiunea de comandă x_2^* necesară realizării forței F_{p2} relația (24), se face în timpul cel mai mic ; rezultă în acest caz un timp minim de răspuns.

Cazul 2 : $x_1 = 1$, $x_2 = 1$, $x_3^* = 1 = 0{,}7$ bari și $y = 1$, ultimul semnal de comandă x_3. Și în acest caz se păstrează condițiile (20), (23) se modifică numai valoarea rezultantei forțelor de presiune :

$$F_{p2} = -X_1 S_1 + X_2 S_1 + X_3^*(S_2 - S_3) \qquad (25)$$

Şi în acest caz inegalitatea (20) îndeplineşte condiţia timpului minim de răspuns.

Timpul de răspuns luat în discuţie pînă acum corespunde timpului de răspuns necesar semnalului : y = 1. Interesează şi timpul de răspuns în procesul de comutaţie ce corespunde obţinerii semnalului logic y = 0 atunci unul din semnalele de comandă X_2 sau X_3 dispare, comutaţie din starea reprezentată în figura 10 a. Timpul de răspuns la obţinerea semnalului logic y = 0 este şi el funcţie de semnalul de comandă care dispare impunînd astfel diverse valori pentru rezultanta forţelor de presiune F_{p1}.

Cazul 1 — dispare semnalul $X_2^* = 1 = 0{,}7$ bari. Corespunzător celor 4 posibilităţi de existenţă a membranelor echipajului mobil rezultă :

$$a)\ F_{p1} > F_{d1s} + F_{d1i} \qquad (26)$$

$$b)\ F_{p1} > F_{d2s} + F_{d2i} \qquad (27)$$

$$c)\ F_{p1} > F_{d1s} + F_{d2i} \qquad (28)$$

$$d)\ F_{p1} > F_{d1i} + F_{d2s} \qquad (29)$$

Rezultanta forţelor de presiune :

$$F_{p1} = -X_3(S_2 - S_3) - X_2^* S_1 + X_1 S_1 \qquad (30)$$

Cazul 2 — dispare semnalul $X_3^* = 1 = 0{,}7$ bari. Condiţiile (26), (28) se păstrează, rezultanta forţelor de presiune avînd însă valoarea :

$$F_{p1} = -X_2 S_1 - X_3^*(S_2 - S_3) + X_1 S_1 \qquad (31)$$

Timpul minim de răsuns la realizarea semnalului y = 0 se obţine în cazul în care condiţia (27) este îndeplinită, deci membranele echipajului mobil corespund situaţei b.

Se constată că se realizează un timp minim de răspuns la semnalul y = 1, cînd membranele echipajului mobil au poziţia iniţială (toate semnalele au valoarea zero) ca în figura 10 b şi sînt montate faţă în faţă (fig. 11), la semnalul y = 0 se realizează un timp minim de răspuns, cînd membranele au poziţia iniţială din figura 10 a şi b sînt montate tot faţă în faţă (fig. 12).

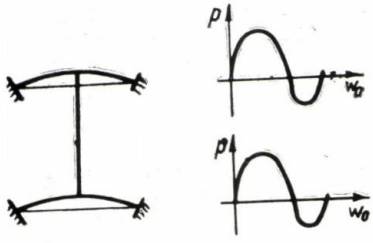


Fig. 11 Echipajul mobil pentru timp minim de răspuns la $y = 1$.

Montajul faţă în spate nu diferenţiază timpii de răspuns, deci din punct de vedere al minimului de timp de răspuns, el nu este necesar să fie în discuţie.

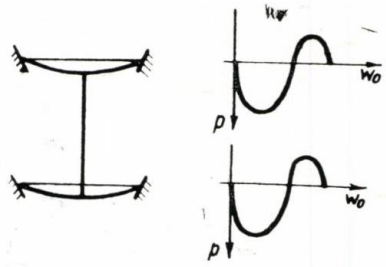


Fig. 12 Echipajul mobil pentru timp minim de răspuns la $y = 0$.

Dacă se discută comportarea echipajului mobil în situaţia de hazard, schimbarea simultană a semnalelor X_2 şi X_3 precum şi situaţia de hazard datorată căderii presiunii de lucru, rezultanta forţelor de presiune poate lua valori care să producă basculareа echipajului mobil. Atunci cînd montajul membranelor este făcut faţă în faţă, există întotdeauna un sens de basculare cu forţă rezistentă de deformaţie mică corespunzătoare forţei F_{d2} Capacitatea de memorare (de păstrare) a poziţiei echipajului mobil a elementului logic este în acest caz diminuată faţă de cazul montajului faţă în spate cînd întotdeauna valoarea forţei rezistente de deformaţie, pe oricare din sensuri, este corespunzătoare forţei de deformaţie $F_{d1} > F_{d2}$.

Concluzii

Din cele de mai sus se poate aprecia că folosind relaţiile determinate în această lucrare, proiectarea membranelor echipajului mobil se poate face în baza unui criteriu de optim de funcţionare prin prisma timpului minim de răspuns sau al capacităţii de memorare. Suprafeţele, $S_1 = \pi r_1^2$ (r_1 — raza la centru a membranei), $S_2 = S_1 - S_d$ (S_d — suprafaţa tijei) şi S_3 — suprafaţa funcţională de curgere stabilită anterior, determină valoarea forţelor de deformaţie deci implicit valorile presiunilor de deformaţie p_{d1} şi p_{d2} Cunoscîndu-se astfel raza r_1, înălţimea H a calotei sferice (din condiţia de curgere printr-o secţiune funcţională echivalentă cu secţiunea nominală a orificiilor de circuit) şi valorile presiunilor p_{d1} şi p_{d2} se poate dimensiona grosimea membranei — h. În alte cazuri se poate alege raportul $\frac{r_1}{h}$ sau $\frac{H}{h}$ şi rezultă celelalte elemente constructive ale membranelor. Confirmarea experimentală a rezultatelor de mai sus, va fi comunicată într-o lucrare viitoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Demian, Tr.:* Elemente constructive de mecanică fină, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1976.

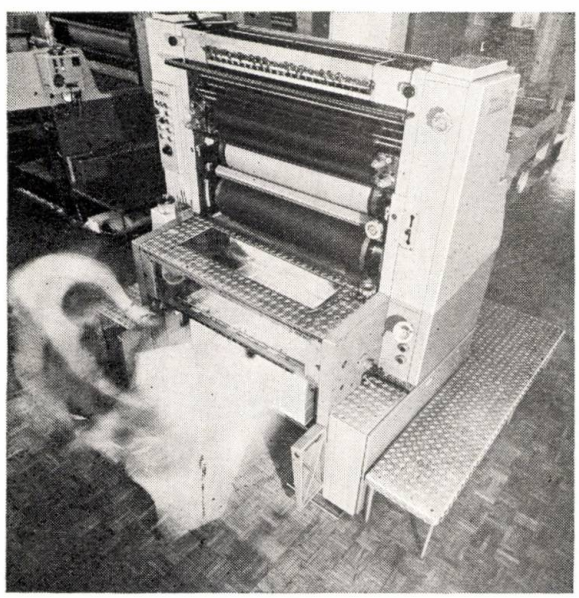
[2] *Ponomariov, S. D., ş.a.:* Calculul de rezistenţă în construcţia de maşini, Editura tehnică, Bucureşti, 1963.

[3] *Multrus, V.:* Pneumatische Logikelemente und Steuerungssysteme, Krausskopf — Verlag, 1969.

Rulmenţii de precizie Timken cu două rînduri de corpuri de rulare asigură tipărirea corectă în noua presă de tipar ofset Miller SC 36.

Pînă la 12.000 coli pe oră de dimensiunea DIN A1 sînt tipărite la maşina ofset SC 36, ultimul produs de succes al firmei Miller-Johannisberg Druckmaschinen GmbH, Wiesbaden-Biebrich. Maşina SC 36 care poate fi folosită pentru o gamă vastă de tipuri şi greutăţi de hîrtie, are nevoie numai de perioade foarte scurte de reglaj şi este proiectată astfel încît să asigure un acces rapid şi sigur la toate elementele de funcţionare, în ciuda spaţiului restrîns de 7 m² pe care îl ocupă. Cilindrul de imprimare, cilindrul portformă şi cilindrul de presiune rulează pe rulmenţi de precizie Timken cu două rînduri de corpuri de rulare spre a garanta o calitate constantă de tipărire.

Proiectată pentru o tipărire de calitate superioară şi multicoloră şi cu viteze mari de imprimare, maşina SC 36 este oferită în mod special ca presă de tipar ofset ideală de coli pentru firme mici şi mijlocii care trebuie să execute o mare varietate de

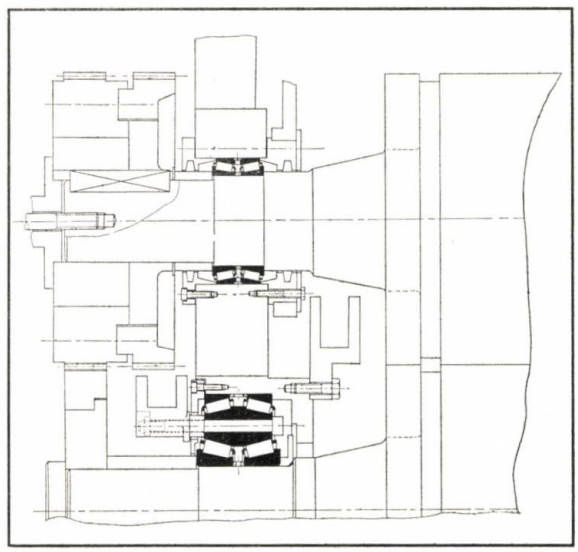


comenzi şi editări diferite. Precizia excelentă a registrului chiar la viteze mari este garantată într-o egală măsură de folosirea a patru rulmenţi de precizie Timken cu role conice tip TDO, ca şi de doi rulmenţi excentrici speciali cu role conice aflaţi în ansamblul de tipărit al maşinii.

Cînd firma Miller-Johannisberg a luat decizia de a produce noua maşină SC 36, ea a intrat în contact cu firma Timken încă din primele faze ale proiectării. Avînd o experienţă favorabilă cu rulmenţii Timken folosiţi deja în maşina TP 38/41, firma dorea rulmenţi adecvaţi şi de încredere pentru cilindrul de imprimare care era proiectat să ruleze la mari viteze de funcţionare.

Timp de un an şi jumătate inginerii firmelor Miller şi Timken au conlucrat strîns pentru soluţionarea problemei, iar eficacitatea soluţiei găsite poate fi acum observată în excelentele date de performanţă ale maşinii SC 36. Rulmenţii Timken prereglaţi folosiţi în acest caz garantează gradul dorit de rigiditate şi precizie funcţională şi, în acelaşi timp, s-au dovedit a fi o soluţie la un cost remarcabil de redus pentru firma Miller-Johannisberg.

Rulmenţii Timken sînt folosiţi actualmente în toate ramurile ingineriei mecanice, de la maşini de tipărit, la maşini de spălat şi autovehicule şi pînă la cărucioare elevatoare cu furcă.



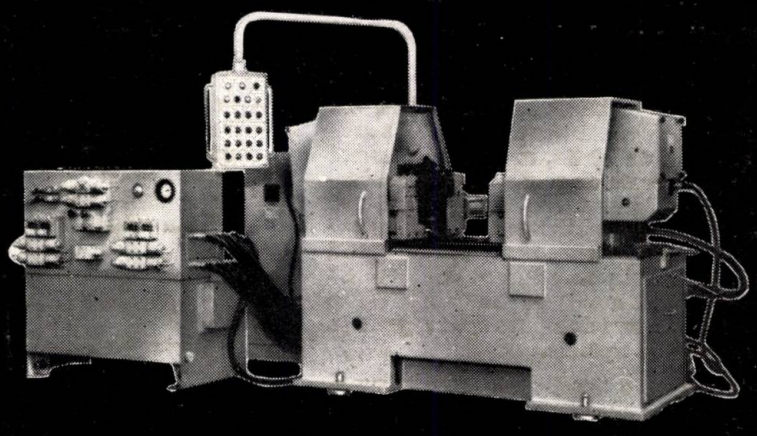
In cei peste 75 de ani de colaborare cu industria, Timken a dezvoltat o gamă vastă de rulmenţi cu role conice de calitate superioară pentru necesităţile specifice ale unei mari varietăţi de întrebuinţări, aceşti rulmenţi fiind folosiţi în aproape toate cazurile în care era nevoie de elemente de sprijin pentru piese rotative de maşini. De pildă la maşini-unelte. In vehicule de transport feroviar şi maşini agricole. In instalaţii industriale de toate tipurile. Chiar pentru telescoape.

Firma Timken va colabora de asemenea cu Dumneavoastră dacă este vorba de proiectarea unor produse pentru o performanţă maximă şi la cost redus. Vă rugăm să intraţi în contact cu noi. Dacă este posibil încă din faza iniţială a lucrărilor de proiectare.

Timken France – Succursale de The Timken Company, B.P. 89, 68002 Colmar Cedex

TIMKEN®
MARCA DEPUSĂ
RULMENTI CU ROLE CONICE

MAŞINA—UNEALTĂ PRD. 02 PENTRU PRELUCRAREA PĂRTILOR FRONTALE ŞI A ORIFICIILOR CENTRALE LA SEMIFABRICATE STRUNJITE



1978 OKT 16

Această maşină-unealtă este destinată pentru executarea cu precizie la lungime şi executarea găurilor de bază la prelucrarea între vîrfuri, a pieselor tip axe, în condiţiile producţiei de serie mijlocie şi mare. Funcţionează pe principiul zencuirii frontale, fiind din cele mai perfecţionate în acest domeniu, datorită următoarelor calităţi :

— simultaneitatea operaţiilor de găurire şi de prelucrare a părţilor frontale, asociată cu o creştere considerabilă a productivităţii muncii ;

— obţinerea unei foarte înalte precizii geometrice ;

— amplasarea concentrică a urmelor prelucrării părţilor frontale ale piesei, ceea ce asigură o bună prezentare comercială ;

— posibilitatea prelucrării simultane a rebordurilor cilindrice adiacente părţilor frontale externe şi a celor amplasate coaxial cu orificiul central şi de asemenea a şanfrenurilor corespunzătoare.

Diametrul maxim al părţilor frontale prelucrate (cu completarea normală cu instrumente)	...	120 mm
Diametrul maxim al părţilor frontale inelare prelucrate (cu instrument special)	...	180 mm
Lungimea maximă a piesei prelucrate (piesele cu lungimi mari pot fi prelucrate pe batiul special prelungit al maşinii)	...	800 mm
Numărul treptelor de rotaţii	...	7
Greutatea maşinii-unelte	...	3 200 kg

exportator: VTO

machinoexport

str. Aksakov nr. 5 SOFIA BULGARIA

telefon 88. 53. 21. telex 022. 425

BULGARIE

PUBLICOM

3279

REFERÁLVA
R

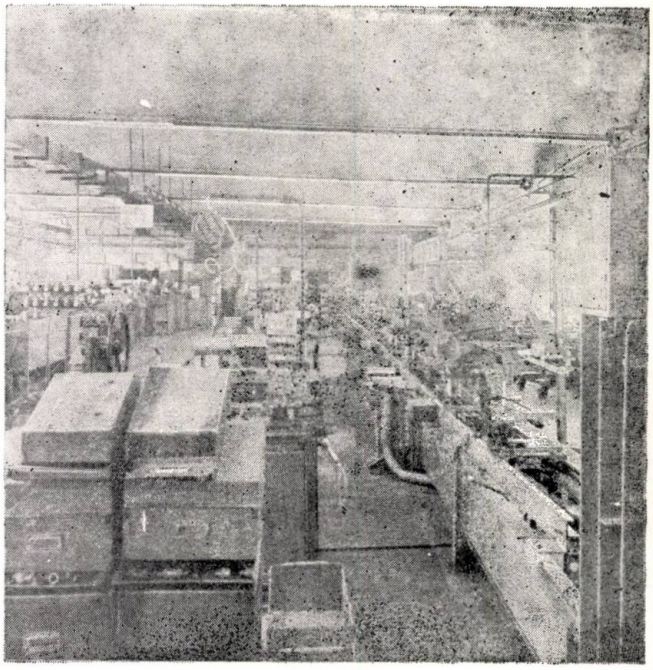
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

7

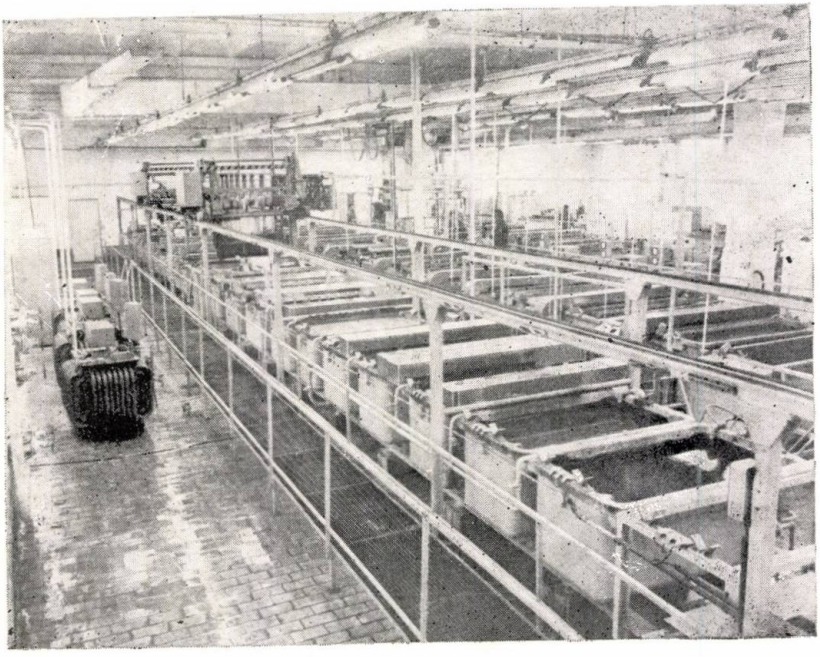
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ IULIE ■ 1978

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA

Linie pentru montajul pompelor de injecție
la Intreprinderea de mecanică fină - SINAIA



Linie automată de galvanizare
la Intreprinderea « ELECTROCONTACT » BOTOSANI



proiectate de **ICPTCM**;
institutul are ca activități principale :

- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

ICPTCM

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI TEHNOLOGICE PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCTIILOR DE MASINI

MECHANICAL ENGINEERING AND RESEARCH INSTITUTE
Telefon 83 21 70 75 651 BUCURESTI - Sector 5 Sos. Oltenitei nr. 105

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883
1978 JUL 18

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 7, IULIE 1978

CUPRINS

Mecanică fină

1. *Calitatea și fiabilitatea aparatelor de măsură și control*

DEMIAN, T., DONȚU, O. : **Asupra comportării și calculului la vibrații ale elementelor componente din aparatele electronice.** 327

MICU, C. A., CIOCÎRLEA, A., GRIGORE, T., PETROV, V. : **Asupra determinării fiabilității mijloacelor de măsurare cu transmisie mecanică.** 329

ALEXANDRESCU, N., BANU, V. : **Determinarea forței hidrodinamice-componentă principală a forței de comutare a elementelor hidraulice.** 332

BUICLIU, G. : **Regimul de lucru al sistemelor pneumatice de măsurare în punte cu autoechilibrare.** 337

2. *Elemente constructive de mecanică fină pentru aparatele de măsură și control*

PASCU, A. : **Diagrame pentru calculul ghidajelor gazostatice cu buzunare de alimentare.** 339

VĂDUVA, Ș. : **Particularități constructive și funcționale ale unui ceas cronometru mecanic.** 343

POPESCU, I. : **Proiectarea mecanismelor patrulatere articulate pentru trasarea dreptelor și arcelor de cerc.** 347

HUIAN, G., OPREA, MARGARETA : **Cercetări asupra unui mecanism de orologerie cu cuarț pentru scopuri industriale.** 351

3. *Tehnologii speciale și metode de control în mecanică fină*

DAMCALESCU, D., GHEORGHE, G., POPESCU, S. : **Cu privire la tehnologia de execuție a pinioanelor de module mici pe strunguri automate.** 355

BRĂGARU, A. : **Dispozitivul în conceptul de sistem operațional tehnologic din construcția de mașini.** 360

CĂLINESCU, V. : **Precizia reală a sistemului mașină-unealtă — aparat de control activ.** 363

DOCUMENTARE

BONCOI, G., FRANCISC, V., VASILE, E. : **Cercetări privind îndoirea țevilor** 365

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu
Consultant științific : Dr. ing. Iosif Tempea

SUMAR

CZ : 621.33

Demian, T., Donțu, O.: **Asupra comportării și calculului la vibrații ale elementelor componente din aparatele electronice.**

Lucrarea se ocupă de calculul la vibrații și comportarea în regim dinamic a unor subansamble electronice realizate pe circuite imprimate. Se urmărește aplicarea studiului și rezultatelor experimentale pentru unele componente românești.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 327, 4 fig., 4 ref.

CZ : 681.2 : 658.562

Micu, C. A., Ciocîrlea-Vasilescu, A., Grigore, A., Petrov, V.: **Asupra determinării fiabilității mijloacelor de măsurare cu transmisie mecanică.**

Spre deosebire de celelalte construcții mecanice la care apar numai defecțiuni de funcționare, la mijloacele de măsurare cu transmisie mecanică mai apar și defecțiuni de indicație cu modul lor specific de manifestare. În funcție de cauzele defecțiunilor, în lucrare, se fac propuneri privind calculul unor indicatori de fiabilitate parțială și se arată modul de calcul al parametrilor de fiabilitate totală.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 329, 2 fig., 1 tab., 10 ref.

CZ : 621.22 : 532.5

Alexandrescu, N., Banu, V.: **Determinarea forței hidrodinamice, componentă principală a forței de comutare a elementelor hidraulice.**

Articolul prezintă cîteva aspecte noi — cercetări teoretice și experimentale — în scopul determinării forței hidrodinamice din elementele hidraulice. S-a pus la punct o metodă mai precisă de calcul, fapt confirmat de concordanța dintre rezultatele teoretice și cele experimentale.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 332, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

CZ : 681.2

Buicliu, G.: **Regimul de lucru al sistemelor pneumatice de măsurare în punte cu autoechilibrare.**

Articolul prezintă regimul optim de lucru al sistemelor pneumatice de măsurare în punte cu autoechilibrare necesar pentru a obține maximum de avantaje din aceste sisteme.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 337, 1 fig., 2 ref.

CZ : 621—231

Fascu, A.: **Diagrame pentru calculul ghidajelor gazostatice cu buzunare de alimentare.**

În această lucrare este prezentată metoda de calcul a diagramelor utilizate în proiectarea ghidajelor gazostatice. Sînt date ca exemplu diagramele pentru un tip caracteristic de ghidaj, prin intermediul cărora poate fi calculată capacitatea de încărcare, rigiditatea și debitul de gaz consumat.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 339, 5 fig., 4 ref.

CZ : 681.11

Văduva, S.: **Particularități constructive și funcționale a unui ceas cronometru mecanic.**

Lucrarea prezintă unele particularități constructive și funcționale a unui ceas cronometru mecanic complex care indică : timpul diurn, cronometrează intervalele mici de timp precum și intervale mari de timp. Totodată se propune o metodă de calcul pentru pîrghia de readucere a acelor indicatoare la zero.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 343, 6 fig.

CZ : 621—231.001.1

Popescu, I.: **Proiectarea mecanismelor patrulatere articulate pentru trasarea dreptelor și arcelor de cerc.**

Se scriu ecuațiile de contur, obținîndu-se ecuația curbei de bielă, pe baza căreia se stabilește un sistem algebric nelinear. Folosindu-se metoda Newton-Raphson, se particularizează sistemul pentru drepte și cercuri, dîndu-se exemple de calcul și rezultate verificate.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 347, 5 fig., 4 tab, 3 ref.

CZ : 681.11

Huian, G., Oprea, Margareta: **Cercetări asupra unui mecanism de orologerie cu cuarț, pentru scopuri industriale.**

Lucrarea prezintă ceasul electronic cu cuarț, cea mai modernă soluție adoptată în construcția ceasurilor industriale ca și date experimentale privind cercetările asupra variantelor constructive cu motor pas cu pas și motor sincron.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 351, 6 fig., 3 ref.

CZ : 621.943.23

Damcalescu, D., Gheorghe, G., Popescu, S.: **Cu privire la tehnologia de execuție a pinioanelor de module mici pe strunguri automate.**

Lucrarea se ocupă cu particularitățile de proiectare tehnologică și de execuție a camelor pentru pinioane cu modul $m \leqslant 0{,}75$ mm pe strunguri automate de strunjit orizontal tip STROHM SZ 75, SZ 105 și SZ 125. În lucrare sînt stabilite formule specifice operației de danturare prin rulare cu freze melc modul. De asemenea, sînt indicate valorile avansurilor și a vitezelor pentru piese de mecanică fină și orologerie.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 355, 14 fig., 2 tab, 3 ref.

CZ : 621 : 621.9.01

Brăgaru, A.: **Dispozitivul în conceptul de sistem operațional tehnologic din construcția de mașini.**

Prin această lucrare se introduce conceptul de sistem operațional tehnologic, concept care reunind două subsisteme : tehnic și uman, oferă cadrul de tratare complexă a optimului tehnologic în optimizarea proceselor tehnologice din construcția de mașini.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 360, 6 fig., 4 ref.

CZ : 621.9. : 681.17

Călinescu, V.: **Precizia reală a sistemului mașina unealtă-aparat de control activ.**

Articolul prezintă o analiză a factorilor de care depinde precizia pieselor obținute prin rectificare utilizîndu-se aparatură de control activ. Se redă, de asemenea, modul în care se poate face o determinare practică a preciziei sistemului.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 363, 1 fig., 1 tab., 4 ref.

CZ : 621.774.001.5

Boncoi, G., Vass, F., Enache, V.: **Cercetări privind îndoirea țevilor.**

Lucrarea încearcă să clarifice unele fenomene fizice ce însoțesc îndoirea țevilor subțiri : ovalizarea, durificarea și strictiunea. Studiul a fost efectuat pentru role cu $r = 20 \ldots 60$ mm, folosind țevi cu diametrul exterior $D = 5 \ldots 20$ mm. Îndoirea se face fără dorn de susținere, prin înfășurarea țevii pe rolă, ceea ce determină modificări substanțiale ale secțiunii transversale. Studiul îndoirii s-a făcut pe diagramele obținute pe calculatorul WANG 2200 B.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 7, p. 365, 9 fig., 1 tab., 4 ref.

CONTENTS

DC : 621.38

Demian, T., Donțu, O.: **About the behaviour and the calculation at vibrations of component elements at electronic instruments.**

This study concerns calculations at vibrations and the behaviour of the dynamic regime, of some electronic parts realized by imprimated circuits. There are pursueded few applications of the study and experimental results on some romanian components.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 327, 4 fig., 4 ref.

DC : 631.2 : 658.562

Micu, C. A., Ciocîrlea-Vasilescu, A., Grigore, T., Petrov, V.: **Concerning fiability determination of measuring methods with mechanical transmission.**

The paper presents the characteristics of determination of the indicators of fiability for measuring tools with mechanical transmission. In contrast with other mechanical constructions, to with may occur only disturbances of working, at the measuring tools with mechanical transmission occurs also disturbances in the indicationing system, with their proper way of manifestation. According to the reasons of the disturbances in working, the paper presents proposals regarding the calculation of the indicators of partial fiability and shows the way of calculation for total fiability parameters.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 329, 2 fig. 1 tab., 10 ref.

DC : 621.22 : 532.5

Alexandrescu, N., Banu, V.: **The determination of hydrodynamic force-which is a principal component of the comutation force of hydraulic elements.**

Some new aspects of the theoretical and experimental investigations concerning the hydrodynamic force in hydraulic devices are presemted in this paper. The main object of the investigations is to develop a method for calculating this force more accurated.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 332, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

DC : 681.2

Buicliu, G.: **Work running of pneumatic selfbalancing measuring systems.**

The article points out the optimal work running of pneumatic selfbalancing measuring systems, necessary to be used for reaching maximum advantages of these systems.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 337, 1 fig., 2 ref.

DC : 621—231

Pascu, A.: **Design curves for thrust gas film bearing with recess.**

In this paper, there is presented a method for calculus of design curves for a thrust gas film bearing with recess. Exemple of design curves for such a bearing with typical configuration are presented, for the load capacity, stiffness and mass flow.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 339, 5 fig., 4 ref.

DC : 681.11

Văduva, S.: **On the funcțional and designing particularities of a mechanical chronometer watch.**

The work presents any functional and designing particularities of one complex mechanical-chronometer watch, indicating the daily rate of time. Also, this watch can measure the small and great rate of time. The author proposes a method of the calculus for the lever removing the indicator needles to zeroposition.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 343, 6 fig.

DC : 621—231.001.1

Popescu, I.: **The designing of the four-bar mechanisms for the straight lines-and arcs of circle marking.**

We write the contour equations, obtaining so the rod curve equation, which is the base to determine an unlinear system. Using the Newton-Raphson method, we particularise the system for straight lines and circles, giving calculus exemples and verified results.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 347, 5 fig., 4 tab, 3 ref.

DC : 681.11

Huian, G., Oprea, Margareta: **Researches on quartz clock mechanism used in industrial purposes.**

The paper presents the electronic quartz clock, the most modern solution key adopted in designing the industrial clocks, as well as the experimental data as concerns the researches on the constructive variants with the step-by-step motor and the syncronous motor.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 351, 6 fig., 3 ref.

DC : 621—941.23

Damcalescu, D., Gheorghe, G., Popescu, S.: **Concerning the execution technology of the fine mechanic drivers on automatic lathes.**

The work deals with the peculiarities of drawing up the technological and estimation procers for the cams, with o view to execute the toothing operation of the drivers with modulus $m \leqslant 0{,}75$ mm, on automatic lathes for longitudinal turning, type STROHM SZ 75, SZ 105 and SZ 125. In the work there are established the estimation formula, specific to the toothing by rolling and there also are indicated the values of the feeds and the cutting speeds for fine mechanics and horology pieces.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 355, 14 fig., 2 tab, 3 ref.

DC : 621 : 621.9.01

Brăgaru, A.: **The facility in the concept of tehnological operational system in the machine buildings.**

By means of this paper we inroduce the concept of Operational Technological Sistem, a concept, which linking two subsystems : the technical and human one, produces the frame of a complex approach toward the technological optimum in the optimization of technologycal processes in manufacturing engineering.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 360, 6 fig., 4 ref.

DC : 621.9 : 681.17

Călinescu, V.: **Tool machine-gauging unit system true precision.**

The article presents on analyses of the agents which influences the precision of the parts obtained by grinding, using control unit systems. It is also rendered a practical way of determining the system precision.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 363, 1 fig., 1 tab., 4 ref.

DC : 621.774.001.5

Boncoi, G., Vass, F., Enache, V.: **Researches regarding the crippling of pipes.**

This study clarifies some physical phenomena which ar to he find in the crippling process of thin pipes : ovalization, hardening and necking. The study has been efectuated for rolls having the $r = 20 \ldots 60$ mm, by using rolls with external diameter $D = 5 \ldots 20$ mm. The crippling is made without maintenance bolt, by rolling the pipe on the roll ; this determins important modifications of cross-section. The study of crippling has been made on diagrams obtained on the Wang 2200 B, computer.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 7, p. 365, 9 fig., 1 tab., 4 ref.

SOMMAIRE

CD : 621.38

Demian, T., Donţu, O.: **Sur le comportement et le calcul aux vibrations des composants des appareils électroniques.**

L'article présente le calcul aux vibrations et le comportement en régime dynamique des certains sous ensembles électroniques realisés avec des circuites imprimés. Le but de l'étude est d'établir le mode de comportement des produits de fabrication roumaine dans des pareilles situations.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 327, 4 fig., 4 ref.

CD : 681.2 : 658.562

Micu, C.A. ş.a.: **Sur la détérmination de la fiabilité de l'équipement de mesure avec transmission mécanique.**

L'éssai présente les propriétés de la fiabilité pour l'équipement de mesure avec transmission mécanique. A l'encontre des autres constructiones mécaniques qui ont seulement des défféctions de la marche, les équipements de mesure avec transmission mécanique ont aussi des défféctions de l'indication, avec leur manière spécifique de se manifester. En ce qui concerne les causes des défféctions pendant le travail, l'éssai fait des propositions regardent le calcul partiel des indicateurs de la fiabilité et montre la manière de calcul des paramètres de la fiabilité totale.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 329, 2 fig. 1 tab., 10 ref.

CD : 621.22 : 532.5

Alexandrescu, N., Banu, V.: **La détermination de la force hydrodynamique, composante principale de la force de commutation des éléments hydrauliques.**

L'article présente quelques aspects nouveaux — des recherches théoriques et expérimentales — dans le but de la détermination de la force hydrodynamique des éléments hydrauliques. On a établit une méthode de calcul plus précise, confirmée par la concordance entre les résultats théoriques et ceux expérimentaux.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 332, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

CD : 681.2

Buicliu, G.: **Le régime de travail des systèmes pneumatiques de mesure en pont autoéquilibrant.**

L'article présente le régime optimal de travail des systèmes pneumatiques de mesure en pont autoéquilibrant, éxigé par la nécessité d'obtenir maximum d'avantages de ces systèmes.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 337, 1 fig., 2 ref.

CD : 621—231

Pascu, A.: **Diagrammes de calcul des paliers à gas, planes à rainures.**

L'article présente la méthode de calcul des diagrammes utilisées pour la projection des paliers à gaz, planes á rainures. On présente comme exemple pratique des diagrammes qui fournissent la capacité de charge, la rigidité et le débit masse du palier.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 339, 5 fig., 4 ref.

CD : 681.11

Văduva, Ş.: **Sur les particularités constructives et fonctionnelles d'un montre-chronomètre mécanique.**

L'article présente quelques particularités constructives et fonctionnelles d'un montre-chronomètre complexe, indicant le temps diurne, en mesurant les petits intervalles du temps ainsi que les grands. L'auteur propose cependant une méthode de calcul le levier réagissant les aigles indicateurs á zero.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 343, 6 fig.

CD : 621—231.001.1

Popescu, I.: **La synthèse des mécanismes quadrilatères articulés pour le traçage des droites et des arcs de circonférence.**

On écrit les équations de contour en obtenant l'équation de la courbe de bielle et, à partir de celle-ci, on établit un système algébrique nonlinéaire. En utilisant la méthode Newton-Raphson, on particulise le système ainsi obtenu pour le cas des droites et des circonférences, tout en donnant des exemples de calcul et des résultats vérifiés.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 347, 5 fig., 4 tab, 3 ref.

CD : 681.11

Huian, G., Oprea, Margareta: **Recherches sur le mécanisme de la montre à quartz employée pour les buts industriels.**

L'essai présente la montre électronique à quartz, la plus moderne sollution adoptée dans la construction des montres industrielles, ainsi que les caractéristiques expérimentales en ce qui concerne les recherches sur les variantes constructives avec le moteur pas-á-pas et le moteur synchrone.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 351, 6 fig., 3 ref.

CD : 621.941.23

Damcalescu, D., Gheorghe, G., Popescu, S.: **Sur la technologie d'exécution des pignons des petits modules sur les tours automatiques.**

L'article contient les particularités de la conception technologique et d'exécution des cammes pour des pignons avec le module $m \leqslant 0{,}75$ mm, sur les tours automatiques longitudinals, type STROHM SZ 75, SZ 105 et 125. On établit des formules spécifiques à l'opération, on indique les valeurs, des ensembles et des vitesses pour les pièces de mécanique de précision et d'horlogerie.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 355, 14 fig., 2 tab, 3 ref.

CD : 621 : 621.9.01

Brăgaru, A.: **Le dispositif — dans le concept de système opérationnel — téchnologique dans la construction mécanique.**

L'article, introduit le concept de système opérationnel — téchnologique, concept qui, en réunissant deux soussystèms : le soussystemes téchnique et l'autre humain, offre le cadre d'un traitement complexe de l'optime téchnologique dans la construction mécanique.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 360, 6 fig., 4 ref.

CD : 621.9 : 681.17

Călinescu, V.: **La vraie précision du système machine-outil-appareil de mesure et commande pour l'asservissement de la machine-outil.**

Cet article présente une analyse des facteurs qui influencent sur la précision des épreuves obtenues par rectification en utilisant des appareils de mesure et commande pour l'asservissement de la machine-outil. On présente aussi une méthode pratique pour déterminer la précision du système.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 363, 1 fig., 1 tab., 4 ref.

CD : 621.774.001.5

Boncoi, G., Vass, F., Enache, V.: **Recherches concernant le courbement des tuyaux.**

L'oeuvre tâche de clarifier certains phénomènes phisiques qui accompagnent le courbement des tuyaux effilés : l'ovalisation, le durcissement et le striction. L'étude a ètè effectuée pour les rouleaux avec $r = 20 \ldots 60$ mm, en utilisant des tuyaux avec le diamètre exterieur $D = 5 \ldots 20$ mm. Le courbement se fait sant mandrin de soutènement par le courbement du tuyau sur le rouleau, ce qui détermine des modifications substantielles de la section transversale. L'étude du courbement a été faite sur les diagrammes obtenus au calculateur WANG 2200 B.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 7, p. 365, 9 fig., 1 tab., 4 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.38

Demian, T., Donțu, O.: **Uber das Verhalten und die Berechnung bei Vibrationen, der Bestandteile elektronischer Apparate.**

Die Arbeit beschäftigt sich mit der Berechnung und dem Verhalten in dynamischen Regime, einiger elektronischer Untereiheiten, welche innerhalb imprimierter Schaltungen erzeugt werden. Es werden die Anwendung des Studiums, sowie auch die experimentellen Resultate einiger rumänischer Erzeugnisse verfolgt.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 327, 4 Bild., 4 Lit.

DK : 631.2 : 658.562

Micu, C. A. Ciocîrlea-Vasilescu, A., Grigore, A., Petrov, V.: **Über die Bestimmung der Zuverlässigkeit von Messmittel mit mechanischer Übertragung.**

Zum Unterschied von anderen mechanischen Bauarten, wobei nur der Funktionsausfall erscheinte, treten bei den Messmitelln mit der mechanischen Übertragung auch die Indikationsausfälle mit ihrer partikulären Erscheinungsweise auf. In Abhängigkeit von den Ausfallursachen, in der Arbeit, macht man Vorschläge über die Rechnung von Teilzuverlässigkeitskenngrossen und man zeigt die Berechnungsmöglichkeiten für die traditionellen Zuverlässigkeitskenngrössen.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 329, 2 Bild., 1 Taf, 10 Lit.

DK : 621.22 : 532.5

Alexandrescu, N., Banu, V.: **Die Bestimmung der hydrodynamischen Kraft Eine wichtige komponente der Kommutierungskraft der hydraulischen Elemente.**

In der vorliegenden Arbeit werden einige Aspekte theoretischer und experimenteller Forschungen, betreffend die hydrodynamische Kraft in hydraulischen Mechanismen vorgeführt. Der Hauptzweck dieser Forschungen besteht in der Entwicklung einer genaueren Berechnungsmethode dieser Kraft.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 332, 6 Bild., 2 Taf, 5 Lit.

DK : 681.2

Buiciu, G.: **Der Betriebzustand des pneumatischen Selbstausgleichsbrückesystems.**

Es handelt sich um den optimalen Betriebzustand des pneumatischen Selbstausgleichbrückensystems der die maximale Vorteile ermöglicht.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 337, 1 Bild., 2 Lit.

DK : 621—231

Fcscu, A.: **Berechnungsdiagramme für Längsluftlager mit Speisekammer.**

Die Arbeit behandelt das Berechnungsverfahren der Diagramme zum Entwurf der Längsluftlager. Als Beispiel, sind für eine typische Lagergeometrie Diagramme dargestellt, mit welchen die Belastbarkeit, Steifigkeit und Luftverbrauch einfach berechnet werden kann.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 339, 5 Bild., 4 Lit.

DK : 681.11

Văduva, Ș.: **Konstruktive und funktionelle Kenzeichen einer méchanischen Zeitmesseuhr.**

Die Arbeit stellt einige konstruktive und funktionelle Kennzeichen einer komplexen mechanischen Zeitmesseuhr vor. Sie zeigt die Zeit an und misst die kleinen und grossen Zeitabschnitte. Zugleich wird eine Methode für die Berechnung des Kebels zum Rückführen der Nadelzeiger auf Null vorgeschlagen.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 343, 6 Bild.,

DK : 621—231.001.1

Popescu, I.: **Die Konstruktion der Gelenkvierecke bei der Festlegung der Geraden und der Zirkelbagen.**

Es werden die Umrissgleichungen beschrieben wodurch man die Kurbelstangengleichung berechnet, auf Grund deren ein algebrisch nichtlineares System aufgestellt wird. Durch die Möglichkeit der Anwendung der Methode Newton-Raphson, wird das System für Geraden und Kreise betont ; dabei gibt man Berechnungsbeispiele und überprüfte Beispiele an.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 347, 5 Bild., 7 Taf, 3 Lit.

DK : 681.11

Huian, G., Oprea, Margareta: **Untersuchungen des Getriebes der Quarzuhren, in der Industrie.**

Der Artikel presäntiert die elektronischen Quarzuhren, die neuste Lösung im Grossuhrenaufbau, so wie die Ergebnisse der Experimente bezüglich den Versuchsaufbau in den zwei verschiedenen Varianten : mit Schrittmotor und mit Synchronmotor.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 351, 6 Bild., 3 Lit.

DK : 621.941.23

Damcalescu, D., Gheorghe, G., Popescu, S.: **Bezüglich die Herstellungstechnologie der Zahnräder mit kleinen Modulen, auf Langdrehautomaten.**

Die Arbeit bezieht sich auf die Eigentümlichkeiten der Zuzammenstellung der Technologie und Berechnung der Kurven für die Bezahnung der Zahnräder mt Modul $m \leq 0{,}75$ mm auf Landrehautomaten Typ STRÖHM S 75 Z, S 105 Z und S 125 Z. Es werden die spezifischen Berechnungsformeln für die Bezahnung mit einer Schneckenfräsmaschine festgestellt. Es werden auch die Werte der Arbeits geschwindigkeit — und für Bestandteile der Uhrenprodukte angegeben.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 355, 14 Bild., 2 Taf, 3 Lit.

DK : 621 : 621.9.01

Brăgaru, A.: **Die Vorrichtung im Konzept des technologisch operationellen Systems im Maschinenbau.**

Durch dieses Werk wird das Konzept des tehnologischen operationellen Systems eingeführt, Konzept welches, zwei Untersysteme vereinigend, das tehnische und das menschliche, den Rahmen der komplexen Beschreibung der tehnologischen Optimal Variante in der Otimisierung der tehnologischen Prozesse im Maschinenbau bietet.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 360, 6 Bild., 3 Lit.

DK : 621.9 : 681.17

Călinescu, V.: **Die reele Genauigkeit des Systems Werkzeugmaschine-Messsteuergerät.**

Es handlt sich un eine Analyse der Parameter, die Genauigkeit der, auf Schleifenmaschinen mit Messsteuergeräten bearbeiteten Werkstücke, beeinflussen. Es wird auch eine praktische Methode zur Bestimmung der Genauigkeit des Systems vorgestellt.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 363, 1 Bild., 3 Lit.

DK : 621.774.001.5

Boncoi, G., Vass, F., Enache, V.: **Versuche betreffend die Verbiegung der Rohre.**

Die Arbeit erkärt einige physikalische Phenomäne, welche die Verbiegung der dünnen Rohre begleiten : Ovalität und Abhärtung. Das Studium wurde für Rollen mit $R = 20 \ldots 60$ mm, bei Rohren mit äusserem Durchmesser $D = 5 \ldots 20$ mm, verwendet. Die Verbiegung wird ohne Unterstüztungsdorn, durch Einwickeln des Rohres auf die Rolle, durchgeführt, was wichtige Veränderungen des Querschnitts hervorruft. Das vorliegende Studium wurde anhand der auf dem Rechner WANG 2200 B, erhaltenen Diagramme durchgeführt.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 7, S. 365, 9 Bild., 1 Taf, 4 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 621.38

Демиан, Т., Донцу, О.: **Относительно к допусканию и расчёту при вибрациям составных частей электронных аппаратов.**

Приводится расчёту при вибрациям и поведение некоторых электронных узлов реализированных в нибитых цепях. Приследуют применение изучения и экспериментальных результатов палученных в такое местоположенке.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 327, 4 рис., 4 лит.

ДК : 681.2 : 658.562

Мику, К. А., и др.: **К определению надёжности измерительных средств с механической передачей.**

В отличии от других механических конструкций, у которых имеется только неисправности по работе, у измерительных средств с механической передачей возникают и неисправности по указанию с характерными для них проявлениями. По причинам неисправностей, в статье имеются предложения в связи с расчётом указателей частичной долговечности и указывается способ расчёта параметров полной долговечности.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 329, 2 рис., 1 таб, 10 лит.

ДК : 621.22 : 532.5

Александреску, Н., Бану, В.: **Установление гидродинамической силы, главный компонент силы замены гидравлических элементов.**

Излагаются некоторые современные виды — теоретические и экспериментальные исследования — с целью определения гидродинамической силы из гидравлических элементов. Выливается в определённую форму точный расчётный метод, который позволяет совпадение между теоретических и опытных результатов.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 332, 6 рис., 2 таб, 5 лит.

ДК : 681.2

Буиклиу, Г.: **Режим работы пневматических систем измерения в точках с автоуравновешиванием.**

Изложен найлучший режим работы пневматических систем измерения в точках с автоуравновешиванием, нужный для получения предельных польз из этих систем.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 337, 1 рис., 2 лит.

ДК : 621—231

Паску, А.: **Диаграммы для расчёта газостатических направляющих механизмов с канавками.**

Представляется метод расчёта диаграммов используемых в проектирований газостатических направляющих механизмов. Приводится пример диаграммы для характеристического вида газостатических механизмов, с помощью которых рассчитаются несущую способность, жёсткость и расход газа.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н 7, стр. 339, 5 рис., 4 лит.

ДК : 681.11

Вэдува, Ш.: **Конструктивные и функциональные особенности одного механического хронометра.**

Предлагаются некоторые конструктивные и функциональные особенности одного сложного хронометра, который указывает дневное время, измеряет продолжительные и непродолжительные промежутки. Одновременно, предлагается одной расчётный метод для рычага, который направляет указательные стрелки на нуль.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 343, 6 рис.

ДК : 621—231.001.1

Попеску, И.: **Проектирование четвертных связанных механизмов для трассирования прямых линий и дуг круга.**

Записывается уравнения очертания, получая уравнение кривой шатуна, на основании которого устанавливается алгебраический нелинейный систем. Используя метод Newton-Raphson, рассказывается система для прямых линий и дуг круга. Представляется некоторые примеры расчёта и проверенные результаты.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 347, 5 рис., 4 таб, 3 лит.

ДК : 681.11

Хуян. Г., Опреа, Маргарета : **Исследования относительно кварцевого электронического часа для производственных целей.**

Статье представляет электронный кварценый час — новейшее решение в области производственных часов — как и экспериментальные данные относительно исследований осуществлённых в отношении конструктивных вариантов с двигателем шаг за шагом и со синхронным двигателем.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 351, 6 рис., 3 лит.

ДК : 621.941.23

Дамкалеску, Д., Георге, Г., Попеску, С. : **Относительно технологии выполнения шестёрн малых модулей на автоматических токарных станках.**

Рассказывается подробности технологического проектирования и исполнения кулаков для шестёрн с модулью $m \leqslant 0{,}75$ мм на автоматических токарных горизонтальных станках STROHM SZ 75, SZ 105 и SZ 125. Устанавливаются особенные формулы зацепления по накатыванию с фрезами червяк-модуль. Представляются стоимости авансов и скоростей для деталей тонкой механики и часовой промышленности.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 355, 14 рис., 2 таб, 3 лит.

ДК : 621 : 621.9.01

Брэгару, А. : **Устройство — в концепте операционной технологической системы в машиностроений.**

Устанавливается концепт операционной технологической системы, концепт который объединяет две подсистемы : технической и человеческой. Понятие представляет кадр вести переговоры технологической оптиме в оптимизаций технологического процесса в машиностроении.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 360, 6 рис., 4 лит.

ДК : 621.9 : 681.17

Кэлинеску, У. : **Реальная точность системы станок-аппарат активного контроля.**

Статье представляет анализ факторов от которых зависят точность деталей полученных путём исправления, используя аппаратуру активного контроля. Изображается, в тоже время, образ в котором может сделать практическое определение точности системы.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 363, 7 рис., 1 таб, 4 лит.

ДК : 621.774.001.5

Бонкой, Г., Васс, Ф., Онаке, В. : **Исследования относится на сгибание труб.**

Статье испытывает разъяснять некоторые физические феномены которые сопровождает сгибание тонких труб: овализация, твердение и суживание — изучается такие феномены для роликов с $r = 20 \ldots 60$ мм, используя трубы с внешнем диаметре $D = 5 \ldots 20$ мм. Сгибание исполняется без оправки крепления, по обмотке грубы на ролике, устанавливая содержательные видоизменения погеречного разрева. Разработка сгибания осуществляется на полученных диаграммах от калкулятора WANG-2200 B.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 7, стр. 365, 3 рис., 1 таб, 4 лит.

CZ : 621.38

Asupra comportării și calculului la vibrații ale elementelor componente din aparatele electronice

Prof. dr. doc. ing. Traian **DEMIAN**, as. ing. Octavian **DONȚU** — Institutul Politehnic București

Una dintre problemele importante ale utilizării circuitelor imprimate în aparatele electronice montate pe mașini care prin funcționarea lor generează vibrații, este proiectarea și din punct de vedere al comportării în regim dinamic. Avariile sau ruperile generate de vibrații se produc de regulă în condiții de rezonanță — cînd frecvența proprie a elementului coincide cu frecvența perturbatoare. Aceasta se petrece deobicei la frecvențe perturbatoare ridicate cum sînt de pildă cele întîlnite pe avioane sau rachete.

Elementele componente ale aparatajului electronic obișnuit sînt montate pe circuite imprimate care sînt aranjate pe un șasiu pentru a forma o unitate funcțională independentă. Există diferite variante de montare pe șasiu a circuitelor imprimate cît și a diverselor componente (rezistențe, condensatori, tranzistori, diode ș.a.) care intră în structurile de montaj. De aici și dificultățile care apar, începînd cu elementele componente, structuri și frecvențele proprii ale acestora.

Sînt totuși de luat în considerare scheme care, cu introducerea unor particularități constructive, pot fi aplicate la proiectarea din punct de vedere dinamic a unor elemente și structuri diferite.

Astfel, o componentă de tipul unei diode (fig. 1, a) fixată pe circuitul imprimat poate fi considerată din punct de vedere dinamic ca un arc lamelar încastrat la un capăt și „perturbat" de o masă fixată la capătul liber (fig. 1, b). Deci rezistența lui mecanică va fi condiționată de solicitarea dinamică (încovoiere alternantă) și de intrarea în rezonanță (frecvența proprie).

Cele două cauze conduc la oboseala materialului, creșterea considerabilă a amplitudinilor de vibrație deci la deformații mari care în ultimă instanță produc ruperea, de obicei în zona de legătură unde solicitarea este cea mai mare și proprietățile fizico-mecanice ale materialului slăbite prin procedeul de asamblare.

Din punctul de vedere al încovoierii alternante, ruperea se produce după un număr de cicluri de încovoiere așa cum se vede reprezentat într-o diagramă Wöhler (figura 2), în

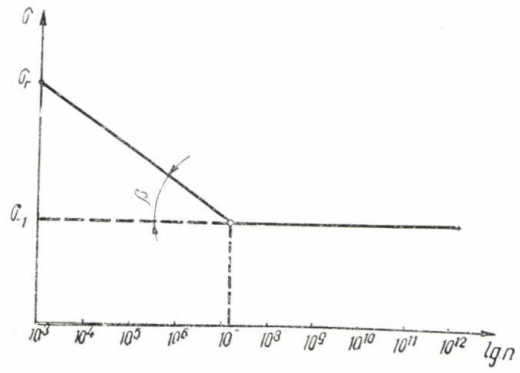


Fig. 2 Diagrama rezistențelor la rupere.

care este dată variația rezistențelor de rupere. Determinarea rezistenței la rupere σ_n pentru un număr n de cicluri se face cu relația :

$$\sigma_n^m \cdot n = \sigma_{-1}^n \cdot n_b \qquad (1)$$

unde :

σ_{-1} — este numărul ciclurilor de bază (pentru care are loc durabilitatea nelimitată) ;

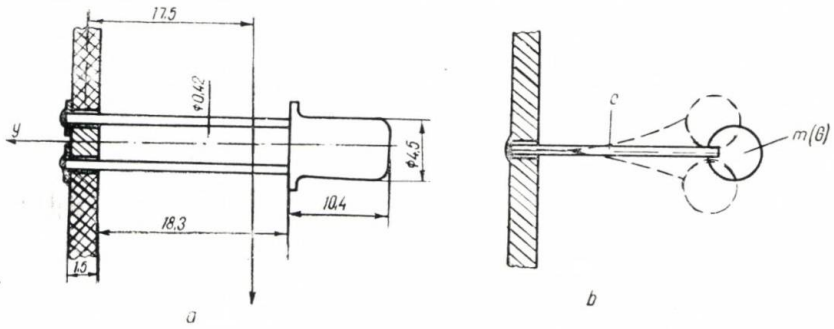


Fig. 1 Componenta încercată, de pe circuitul imprimat.

m = cotg ß (cotg ß = 9, pentru calculele practice ale secțiunilor mici) ;
$n_b = 5 \cdot 10^6$ (pentru secțiuni mici).

Rezistența σ_n depinde de mărimea secțiunii (diametrul și numărul sîrmelor) material, distanța h la centrul de greutate al elementului și greutatea G a acestuia.

Pentru sistemul oscilant considerat, pulsația proprie p este dată de relația :

$$p = \sqrt{\frac{c}{m}} \qquad (2)$$

de unde dacă se înlocuiesc $p = 2\,\pi\,f$ și $m = \frac{G}{g}$ se obține frecvența proprie :

$$f_{re} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{g \cdot c}{G}} \qquad (3)$$

în care :

c — rigiditatea sistemului elastic ;
G — greutatea elementului ;
m — masa lui ;
g — accelerația gravității.

Cum rigiditatea sau constanta sistemului elastic reprezintă forța care produce o deformație egală cu unitatea, pentru încărcarea și rezemarea considerate :

$$c = \frac{3EI}{h^3} \qquad (4)$$

unde :

E — modulul de elasticitate longitudinal al materialului ;
I — $\frac{\pi d^4}{64}$ — momentul de inerție al secțiunii sîrmei de diametrul d.

Frecvența proprie pentru un multipol de ordinul i cu sîrmă de secțiune circulară este :

$$f_{rez} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{3\pi\, g \cdot i\, E\, d^4}{64\, G\, h^3}} \qquad (5)$$

iar pentru un bipol cu sîrmă de cupru ($E_{cupru} = 1{,}1 \cdot 10^4$ daN/cm²)

$$f_{rez} = 28{,}3 \cdot 10^3 \frac{d^2}{\sqrt{h^3\, G}} \qquad (6)$$

unde d și h se dau în mm, iar G în cN.

Pentru determinarea accelerației maxime de vibrație se va face calculul la încovoiere alternantă.

Momentul de încovoiere maxim admisibil M_{max} este :

$$M_{max} = \sigma_i \cdot W = \sigma_i \frac{\pi d^3}{32} \qquad (7)$$

unde modulul de rezistență pentru sîrmele (picioruşele) de legătură este :

$$W = \frac{\pi d^3}{32}$$

Accelerația maximă de vibrație, X_{max} exprimată în multipli ai accelerației gravitației g se obține folosind relația momentului, $M = P \cdot h$ și legea lui Newton $P = m \cdot a$, astfel :

$$\mathcal{X}_{max} = \frac{M_{max}}{G \cdot h} \cdot i \qquad (8)$$

Pentru sîrme cu secțiune rotundă :

$$\mathcal{X}_{max} = \frac{\sigma_i \cdot \pi \cdot d^3 \cdot n}{G \cdot h \cdot 32}, \qquad (9)$$

iar pentru componente tip dipol cu sîrme de legătură de cupru avînd rezistența admisibilă la încovoiere $\sigma_{ai} = 8$ N/mm²,

$$x_{max} = 1{,}57 \cdot 10^3 \frac{d^3}{h \cdot G}, \qquad (10)$$

unde d și h s-au înlocuit în mm.

Între șasiul aparatului și circuitul imprimat prins de carcasa aparatului se mai află alte sisteme de tip arc lamelar — masă oscilantă, deci apar modificări în condițiile de solicitare dinamică. Legătura elementelor fiind în serie, deplasarea se face pe aceeași direcție, verticală, putînd apare fenomentul de rezonanță. Frecvențele proprii care se întîlnesc la elementele componente ale aparatelor electronice care se pot calcula cu relația (2) încep de la 10 Hz, dar în mod curent sînt cuprinse între 40—160 Hz. Astfel, pentru montajul studiat (redresorul pentru aparatele de radio) — figura 3, a — șasiul va fi supus unei accelerații suplimentare datorate sistemului tehnic (avion, rachetă) pe care acesta este montat.

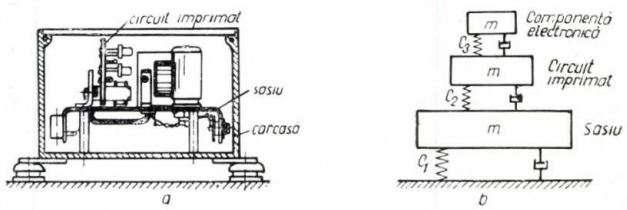


Fig. 3 Circuitul încercat și modelul dinamic.

Apoi întrucît montajul folosit este în serie, accelerațiile însumate se transmit circuitului imprimat și apoi componentelor electronice. La coincidența frecvențelor șasiului și circuitului imprimat are loc după cum se știe o creștere în continuare a accelerației care se transmite componentelor electronice de pe circuit. În acest fel apare rezonanța, dacă timpul de oscilație este mai lung (modelul dinamic, fig. 3, b).

De aici apare necesitatea ca proiectantul să prevadă, în regimul dinamic cunoscut frecvențe proprii de oscilație diferite.

Pentru cazul concret al componentelor de producție românească mai des utilizate în montajele electronice s-au întocmit nomogramele din figura 4, care dau capacitatea de încărcare pentru diferite accelerații de vibrație,

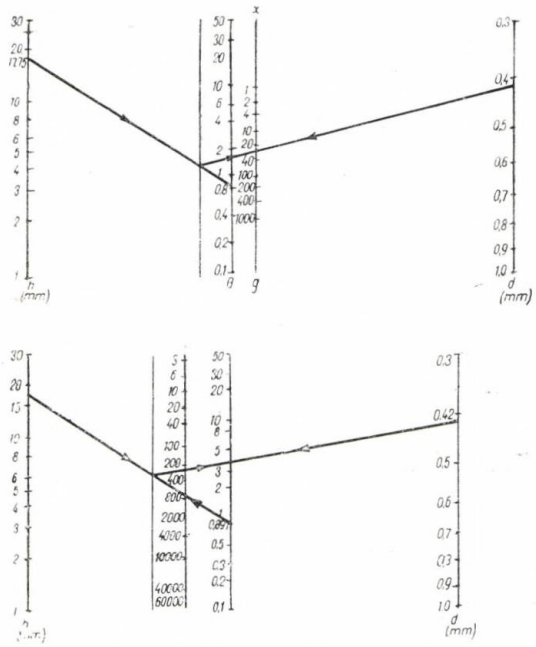


Fig. 4 Nomogramă de calcul în regim dinamic a unui circuit românesc.

în funcție de greutate, distanța h, diametrele sîrmelor (picioruşelor) de legătură, şi frecvența proprie de vibrație.

S-a luat în considerare numai cazul mai des întîlnit, pentru sîrmele de legătură de secțiune circulară şi confecționate din cupru electrolitic.

Nomogramele rămîn valabile şi pentru alte materiale cu introducerea unor corective care iau în considerare raportul dintre rezistențele admisibile la încovoiere şi modulul de elasticitate corespunzător cuprului electrolitic.

Multiplul accelerației gravitației va fi :

$$\mathcal{X} = \mathcal{X}_{\text{nomogramă}} \frac{\sigma_i \text{ daN/mm}^2}{20 \text{ daN/mm}^2}$$

σ_i — pentru materialul sîrmelor

iar frecvența proprie

$$f_{rez} = f_{\text{nomogr}} \sqrt{\frac{\text{E daN/mm}^2}{11.000 \text{ daN/mm}^2}}$$

Ca exemplu practic, luînd datele numerice ale elementului menționat mai sus, pentru dioda redresoare : $d_s = 0{,}42$ mm ; $G = 0{,}897$ cN; $h = 17{,}75$ mm ; $X_{\text{nomogr}} = 52$ g şi folosind sîrma din cupru se obțin :

$$f_{rez} = 28{,}3 \cdot 10^3 \frac{d^2}{h^3 G} = 28{,}3 \cdot 10^3 \frac{0{,}42^2}{17{,}75^3 \cdot 0{,}897} =$$

$$= 222 \text{ Hz}$$

$$x_{max} = 1{,}57 \cdot 10^3 \frac{d^2}{6} = 1{,}57 \cdot 10^3 \frac{0{,}42^3}{17{,}75 \cdot 0{,}897} =$$

$$= 27{,}95$$

rezultate care se regăsesc şi în nomograme.

Considerațiile de mai sus se pot extinde şi asupra altor componente ale aparatajului electronic utilizat în regim de vibrații sau mai larg cînd acestea sînt supuse unor solicitări prin şoc. Vor rezulta astfel măsurile care trebuie luate prin calcul sau constructiv pentru atenuarea efectelor dăunătoare ale vibrațiilor şi şocurilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Demian, T.* : Elemente constructive de mecanică fină, Edit. didactică şi pedagogică, București, 1976.

[2] *Schute, W.* : Mechanische Festigkeit von Verbindungen elektronischer Bauelemente an Leiterplatten und Geräteeinheiten. In Feinwerktechnik, nr. 1971 (pag. 17—21).

[3] *Demian, T.* : Influența sistemelor sprijinite pe vîrfuri asupra erorilor din aparatele de măsură. Buletin I.P.B., nr. 3, 1971.

[3] *Harris, C. ş.a.* : Şocuri şi vibrații (Traducere din limba engleză), București, Editura Tehnică, 1968.

CZ : 681.2 : 658.562

Asupra determinării fiabilității mijloacelor de măsurare cu transmisie mecanică

Conf. dr. ing. Constantin-Anton **MICU**, asist. ing. Aurel **CIOCÎRLEA-VASILESCU** — Institutul Politehnic București
Ing. Traian **GRIGORE**, ing. Viorel **PETROV** — I.C.P.M.F.S. București

Fiabilitatea mijloacelor de măsurare în general şi a celor cu transmisie mecanică în special, prezintă o serie de particularități care impun tratarea lor diferențiată. În timpul exploatării mijloacelor de măsurare există posibilitatea apariției unor informații, la măsurare, eronate, sau ca mijloacele de măsurare să nu funcționeze. Se consideră că mijlocul de

măsurare este defect în momentul în care nu mai corespunde prescripțiilor din norma tehnică sau standardul respectivului produs. Toate defectele sînt de natură aleatorie. Apariția oricărei defectări este precedată de modificări în interiorul produsului. La un moment dat aceste modificări, în evoluția lor, duc la apariția defectului, acesta manifestîndu-se instantaneu.

O clasificare a defectelor care apar la un mijloc de măsurare cu transmisie mecanică se

Clasificarea defectelor mijloacelor de măsurare cu transmisie mecanică

Tabelul 1

Clasificarea defectelor	în funcție de manifestare	de funcționare
		de indicație
	în funcție de cauze	de construcție
		de utilizare
	în funcție de modul cum se rezolvă	reparabile
		nereparabile

poate face pe mai multe criterii, așa cum este prezentat în tabelul 1.

Ceea ce caracterizează mijlocul de măsurare este faptul că în afară de defectările de funcționare, care se întîlnesc și la alte ansambluri, mai apar și defectări de indicație.

Defectele de funcționare împiedică funcționarea sau utilizarea corectă a mijlocului de măsurare potrivit prescripțiilor din normele tehnice sau standardele respective. Defectele de indicație sînt datorate ieșirii indicațiilor din cîmpul de erori de indicație admise de normele și standardele de produs. Defectările de indicație, pe lîngă caracterul aleatoriu au și o evoluție progresivă ce poate fi pusă în evidență prin urmărirea modului în care evoluează media și abaterea medie pătratică pentru erorile de indicație ale unui lot de mijloace de măsurare. În cazul sistemelor de măsurare mecanice defectările au particularitățile lor specifice.

În funcționarea unui lot de mijloace de măsurare pot fi puse în evidență trei perioade distincte :

— **perioada inițială**, care de multe ori se suprapune peste perioada de rodaj ; se caracterizează prin căderi mai numeroase ale mijloacelor de măsurare, atît din cauza funcționării defectuoase cît și din cauza erorii de indicație ;

— **perioada de exploatare propriu-zisă**, în care se observă căderi aleatorii de funcționare ale mijloacelor de măsurare și o evoluție crescătoare a erorii de indicație ;

— **perioada de uzură catastrofală**, în care căderile de ambele tipuri sînt numeroase și se pune problema dacă repararea mijloacelor de măsurare respective mai este sau nu oportună.

Cauzele defectelor pentru perioada inițială sînt prezentate în figura 1, iar pentru perioada de exploatare propriu-zisă în figura 2.

În timpul desfășurării probelor, în vederea determinării indicatorilor de fiabilitate pentru

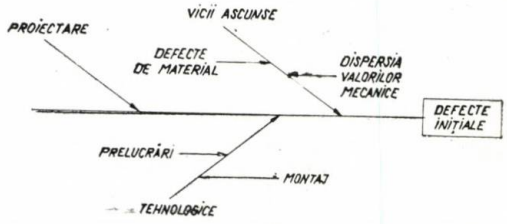


Fig. 1 Cauzele defectelor mijloacelor de măsurare pentru perioada inițială.

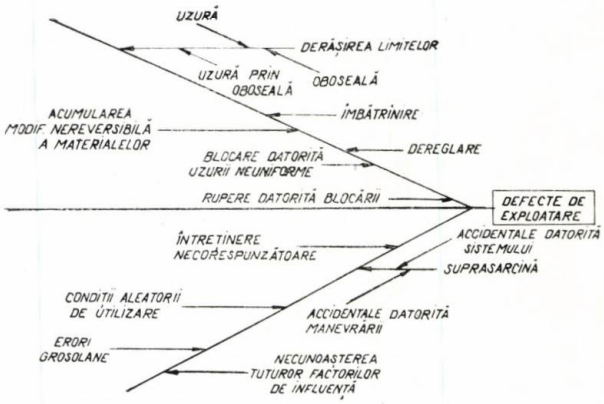


Fig. 2 Cauzele defectelor mijloacelor de măsurare pentru perioada de exploatare propriu-zisă.

un lot de mijloace de măsurare, se iau în considerare cauzele căderilor. Indicatorii de fiabilitate care pot fi determinați sînt : fiabilitatea totală — $F(t)$, probabilitatea totală de defectare — $D(t)$, precum și probabilitățile de cădere datorită defectelor de funcționare — $D'_1(t)$ și datorită defectelor de indicație — $D'_2(t)$. Relațiile cu care pot fi determinați acești indicatori sînt următoarele :

$$F(t) = \frac{N_t}{N_o} \quad (1); \qquad D(t) = \frac{\Delta N}{N_o} \quad (2);$$

$$D'_1(t) = \frac{\Delta N_1}{N_0} \quad (3); \qquad D'_2(t) = \frac{\Delta N_2}{N_0} \quad (4);$$

— $N(t)$ reprezintă numărul mijloacelor de măsurare rămase în funcționare (nedefectate), la momentul t ;

— N_0 reprezintă numărul mijloacelor de măsurare supuse inițial încercărilor ;

— ΔN reprezintă numărul mijloacelor de măsurare căzute pînă la momentul t ;

— ΔN_1 reprezintă numărul mijloacelor de măsurare căzute, datorită defectelor de funcționare, pînă la momentul t ;

— ΔN_2 reprezintă numărul mijloacelor de măsurare căzute, datorită defectelor de indicație, pînă la momentul t ;

Probabilitatea totală de defectare poate fi calculată și cu relația :

$$D(t) = D'_1(t) + D'_2(t) \qquad (5)$$

După terminarea probelor de fiabilitate, cînd o mare parte sau totalitatea mijloacelor de măsurare supuse probelor s-au defectat, sînt cunoscute cauzele acestor defectări. În acest caz numărul total al mijloacelor de măsurare supuse încercărilor — N_0 —, poate fi împărțit, estimativ, în două grupe —N_1 și N_2 — prima fiind constituită din mijloacele de măsurare care au căzut datorită defectărilor de funcționare, iar cea de-a doua din mijloacele de măsurare căzute din cauza defectărilor de indicație.

Aceste două grupe pot fi, de data aceasta, tratate independent, pentru fiecare dintre ele existînd posibilitatea, în mod retroactiv, să se determine principalii indicatori de fiabilitate la diferite momente.

Printre aceștia se poate preciza că posibilitatea totală de cădere pentru prima grupă — $D_1(t)$ și probabilitatea totală de cădere pentru cea de-a două grupă — $D_2(t)$ pot fi calculate cu relațiile :

$$D_1(t) = \frac{\Delta N_1}{N_1} \quad (6) \quad \text{și} \quad D_2(t) = \frac{\Delta N_2}{N_2} \quad (7)$$

Între probabilitatea totală de defectare și probabilitățile totale de defectare ale grupelor este valabilă relația :

$$D(t) = D_1(t)\,\frac{N_1}{N_0} + D_2(t)\,\frac{N_2}{N_0} \qquad (8)$$

O relație similară poate fi scrisă și pentru fiabilitatea totală :

$$F(t) = F_1(t)\,\frac{N_1}{N_0} + F_2(t)\,\frac{N_2}{N_0} \qquad (9)$$

în care s-a considerat $F_1(t) = 1 - D_1(t)$ și

$$F_2(t) = 1 - D_2(t)$$

Se poate, de asemenea, face precizarea că :

$$F_1(t) + D_1(t) = 1$$

$$F_2(t) + D_2(t) = 1 \quad \text{și} \quad F(t) + D(t) = 1$$

Aceste relații nu sînt valabile și pentru probabilitățile $D'_1(t)$ și $D'_2(t)$. Se poate observa că aceste relații, determinate pentru grupările respective, sînt valabile numai pînă la defectare. Pînă la următoarea defectare, mijloacele de măsurare respective se vor împărți în alt mod în cele două grupe, existînd posibilitatea că după reparație un mijloc de măsurare să cadă datorită funcționării, deși anterior căzuse datorită indicațiilor. Acest lucru obligă pe experimentator și metrolog să determine, în locul unor indicatori de fiabilitate globali, indicatori de fiabilitate care descriu comportarea respectivelor mijloace de măsurare pînă la prima reparație și apoi între reparații. Astfel se poate face evaluarea mai exactă a modului în care se va comporta în exploatare mijlocul de măsurare și o determinare a duratei după care s-ar putea efectua verificarea periodică respectivă.

Experimentările [9], [10] au arătat că media timpului de funcționare între două reparații scade pe măsura creșterii duratei de funcționare a mijlocului de măsurare respectiv.

Acest lucru pune în discuție actuala metodologie de verificare a mijloacelor de măsurare la intervale aproximativ egale de timp, indiferent de durata totală de utilizare a acestora pînă în momentul verificării și de numărul de reparații suferite de mijlocul de măsurare respectiv. Prin determinarea timpului de funcționare dintre două reparații ex stă posibilitatea să se stabilească mai corect, în funcție de acestea timpul între două verificări, evidența reparațiilor putînd fi ușor ținută în afara formularisticii obișnuite și pe calea înscrierii, prin diferite procedee, pe mijlocul de măsurare respectiv a datei la care s-a executat reparația.

În concluzie, mijloacele de măsurare în general și mijloacele de măsurare cu transmisie mecanică în special, prezintă în afara defecțiunilor de funcționare și defecțiuni de indicație. Tratarea lor diferențiată, este posibilă numai după căderea majorității sau a tuturor mijloacelor de măsurare, atunci cînd este posibil să se determine cauzele defectărilor respective. Este de recomandat să se determine parametrii comportării la fiabilitate pînă la prima reparație și între reparații, în acest mod obținîndu-se o imagine mai apropiată de realitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Drujinin, G. V.* : Siguranța în funcționare a sistemelor. Editura tehnică, București, 1973.

[2] *Juran, J. M., Gryna, F. M.* : Calitatea produselor. Editura tehnică, București, 1973.

[3] *Wiener, U., Ghergus, N., Danciu, C., Teodoreanu, M.* : Contribuții la perfecționarea prin cercetări de fiabilitate a aparatelor de măsură și control, în „Construcția de mașini" nr. 9/1976.

[4] *Petrov, V., Nagy, P.* : Eficiența analizei stabilității dinamice a caracteristicilor tehnice în procesul de îmbunătățire a fiabilității unui produs, în „Construcția de mașini" nr. 9/1976.

[5] *Grigore, T., Petrov, V., Nagy, P.* : Îmbunătățirea fiabilității prin analiză din punct de vedere dinamic a stabilității caracteristicilor tehnice, comunicare la Sesiunea științifică a facultății de mecanică, Institutul politehnic Iași, octombrie-noiembrie 1975.

[6] *Braslavski, D. A.:* Priborî i datciki letatelnîh apparatov Maşinostroenie, Moskva 1970.

[7] *Demian, T., Micu, C., Banu, V.:* Asupra fiabilităţii indicatoarelor Rockwell, în „Construcţia de maşini" nr. 3/1976.

[8] *Micu, C., Popescu, O., Ciocîrlea-Vasilescu, A.:* Studiul fiabilităţii micrometrelor de exterior din producţia I.M.F. Studiu executat de catedra de mecanică fină la cererea I.M.F. Bucureşti, feb. 1977.

[9] *Micu, C., Popescu, O., Ciocîrlea-Vasilescu, A.:* Studiul fiabilităţii micrometrelor de interior din producţia I.M.F. Studiu executat de catedra de mecanică fină la cererea I.M.F. Bucureşti, iunie 1977.

[10] *Micu, C., Curiţa, I., Ciocîrlea-Vasilescu, A.:* Studiul fiabilităţii ceasurilor comparatoare cu cursa de 30 mm şi valoarea diviziunii 0,01 mm. Studiu executat de catedra de mecanică fină, Bucureşti, oct. 1977.

CZ : 621.22 : 532.5

Determinarea forţei hidrodinamice, componentă principală a forţei de comutare a elementelor hidraulice

Ing. Nicolae **ALEXANDRESCU**, ing. Valeriu **BANU** — Institutul Politehnic Bucureşti

Consideraţii generale

În calculul şi dimensionarea elementelor hidraulice (distribuitoare, supape de presiune, rezistenţe reglabile, etc.) o etapă importantă constă în determinarea forţei necesare comutării organului mobil. În funcţie de valoarea forţei de comutare, se alege tipul elementului de comandă şi se dimensionează corespunzător părţile componente, astfel încît să se asigure o funcţionare sigură şi un timp de răspuns minim. Determinarea corectă a forţei de comutare, se reflectă totodată într-o serie de indicatori tehnico-economici, cum ar fi : preţul de cost, greutatea specifică, consumul de materiale, etc.

Cunoaşterea forţelor ce se opun deplasării organului mobil permite, de asemenea, să se acţioneze în sensul micşorării acestor forţe, astfel încît să se obţină gabarite rezonabile pentru elementul de comandă şi pentru întregul ansamblu. În unele cazuri, cu toate eforturile depuse în acest sens, forţa de comutare impune limite greu de trecut ; de exemplu, în cazul distribuitoarelor hidraulice comandate electric, gabaritul unui singur electromagnet reprezintă aproximativ 90% din gabaritul distribuitorului propriu-zis.

Forţa de comutare, poate fi exprimată în general, ca o sumă algebrică de forma :

$$F_c = F_l + F_f + F_i + F_e \pm F_h \pm F_g \qquad (1)$$

în care s-au notat cu :

Fl — forţele de lipire ;
Ff — forţele de frecare ;
Fi — forţele de inerţie ;
Fe — forţele dezvoltate de elementele elastice ;
Fh — forţele hidrodinamice ;
Fg — forţele de greutate, cu semnul plus sau minus, în funcţie de sensul de deplasare pe verticală.

Deoarece determinarea prin calcule a forţelor hidrodinamice şi de lipire este legată de unele dificultăţi, în practică, s-a preferat multă vreme, determinarea experimentală a forţei de comutare pe standuri speciale. Această metodă este, pe de o parte, foarte costisitoare, iar pe de altă parte, nu constituie o garanţie pentru proiectarea optimă a elementului.

Totodată, experimental s-a constatat că din valoarea forţei de comutare, ponderea cea mai mare o au forţele hidrodinamice (60 % — 90 %) şi că forţele de lipire sînt în general mult mai mici decît forţele hidrodinamice. Aceste constatări au determinat intensificarea cercetărilor teoretice şi experimentale asupra forţelor hidrodinamice, în vederea stabilirii unor relaţii de calcul cît mai exacte. Prin rezultatele obţinute în acest sens, se remarcă lucrările [1] şi [2].

În lucrarea de faţă, se propune o nouă metodă pentru calculul forţei hidrodinamice, bazată pe legea conservării energiei. S-a considerat cazul unei etanşări cilindrice între două camere funcţionale, cazul cel mai frecvent întîlnit în practică, iar încercările experimentale au fost efectuate pe elemente hidraulice asimilate în producţie de serie în ţară.

Calculul forţei hidrodinamice ca rezultantă a forţelor de impuls

Forţa hidrodinamică, denumită în literatură şi forţă de curent, apare atunci cînd un debit de fluid curge printr-o secţiune variabilă în timp. Asupra organului mobil care modifică secţiunea de curgere se exercită o forţă de

reacție din partea fluidului, al cărei sens depinde de sensul în care organul mobil modifică secțiunea de curgere.

Modelul pentru calculul forței hidrodinamice este prezentat în figura 1. Secțiunea de curgere între camerele funcționale A (alimentare) și E (evacuare) este controlată de organul mobil cu etanșare cilindrică 1, și depinde de cursa x a acestuia.

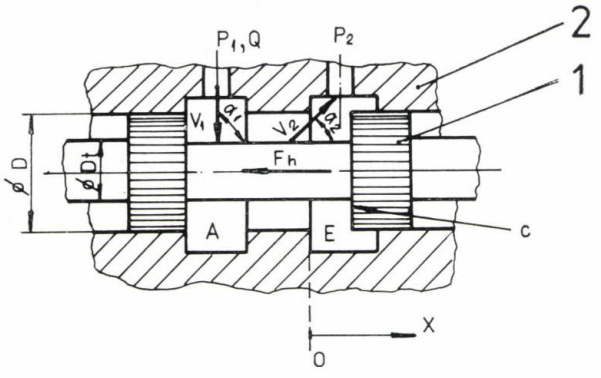


Fig. 1 Schema pentru calculul forței hidrodinamice ca rezultantă a forțelor de impuls.

Considerînd forța hidrodinamică F_h, ca rezultantă a forțelor de impuls [1], [2], [3], se poate scrie relația :

$$F_h = \rho Q v, \tag{2}$$

în care s-au notat cu ρ densitatea lichidului, cu Q debitul volumetric și cu v viteza de curgere.

Cînd organul mobil se deplasează în sensul micșorării secțiunii de curgere (spre stînga), $x \to 0$ și viteza de intrare v_1 devine neglijabilă în raport cu viteza de curgere prin secțiune v_2, iar relația (2) devine :

$$F_h = \rho Q v_2 \cos \alpha_2 \tag{3}$$

Ținînd cont de relația debitului volumetric :

$$Q = \alpha_D \cdot S \cdot v_2 = \alpha_D \pi D x v_2 = \alpha_D \pi D x \cdot \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}} \tag{4}$$

relația (3) mai poate fi scrisă sub forma :

$$F_h = \frac{\rho Q^2 \cos \alpha_2}{\pi D x \alpha_D} \tag{5}$$

sau :

$$F_h = 2\alpha_D \pi D x \Delta p \cos \alpha_2 \tag{6}$$

în care α_D reprezintă coeficientul de debit, iar $\Delta p = p_1 - p_2$, căderea de presiune.

Valorile forței hidrodinamice calculate cu relațiile (5) și (6), pentru un distribuitor hidraulic cu diametrul nominal $D = 10$ mm sînt apropiate de cele obținute experimental /2/ și prezentate în figura 2.

În legătură cu relațiile (5) și (6) se pot face următoarele observații :

a) În exploatarea curentă, elementele hidraulice funcționează în regim de debit constant, deci pentru calculul forței hidrodinamice, relația (5) este mai comod de utilizat.

b) Forța hidrodinamică depinde de unghiul de înclinare a vitezei, care este dependent de cursă, $\alpha_2 = \alpha_2(x)$. Deoarece legea de variație a unghiului α_2 este greu de stabilit, în literatură [3], [4], [5], se indică unele valori particulare ale unghiului α_2 în funcție de raportul dintre cursa x și jocul δ dintre organul mobil 1 și corpul 2.

$$\frac{x}{\delta} = 0 \ldots 1: \quad \alpha_2 = 0 \ldots 45^\circ$$

$$x = \delta: \quad \alpha_2 = 45^\circ$$

$$x \gg \delta, \quad \alpha_{2\,lim} = 69^\circ$$

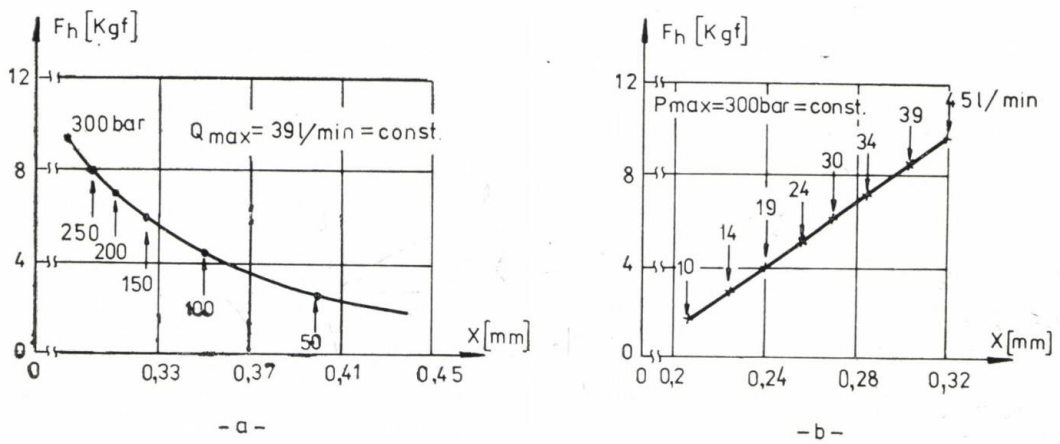


Fig. 2 Valorile forței hidrodinamice obținute experimental :
a — în regim de debit constant ;
b — în regim de presiune constantă.

c) Din relația (5) rezultă că forța hidrodinamică tinde către infinit, dacă cursa x tinde către zero, lucru ce nu se confirmă experimental (fig. 2 a). Se poate trage concluzia, că relația (5) nu este valabilă în zona curselor foarte mici sau cu alte cuvinte, această relație se poate aplica pînă la o cursă limită, pentru care forța hidrodinamică are valoarea maximă, diferită de infinit.

Acest fenomen poate fi explicat în felul următor : în regim de debit constant, pe măsură ce secțiunea de curgere scade, căderea de presiune crește pînă cînd devine egală cu presiunea de alimentare p_1.

Din acest moment, deoarece secțiunea de curgere continuă să scadă prin deplasarea organului mobil, iar căderea de presiune p_1, debitul de fluid prin secțiune și forța hidrodinamică vor tinde către zero.

Valoarea finită a presiunii p_1, determină o cursă x diferită de zero, pentru care forța hidrodinamică este maximă, deci există un maxim funcțional diferit de cel analitic corespunzător lui $x = 0$.

Se va nota această cursă limită cu $x_{Fh\,max}$. Valoarea cursei $x_{Fh\,max}$ se poate determina aplicînd relația (4) la limită.

$$x_{Fh\,max} = \frac{Q}{\alpha_D \pi D \sqrt{\frac{2p_{1\,max}}{\rho}}} \qquad (7)$$

Existența cursei limită $x_{Fh\,max}$ rezultă atît din graficul prezentat în figura 2 a, cît și din graficele prezentate în figura 3 și obținute de

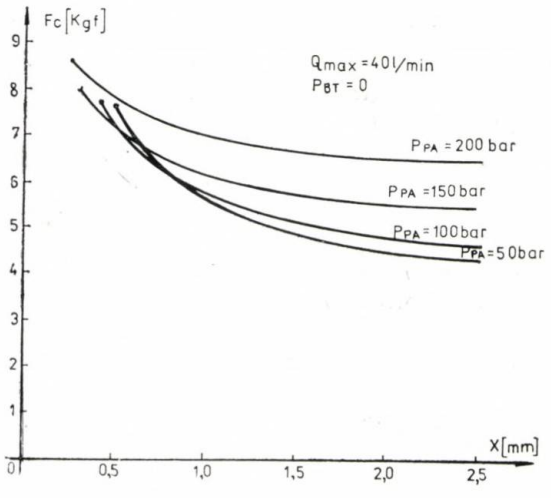


Fig. 3 Variația forței de comutare pentru un distribuitor hidraulic $D_n 10$.

autori, pe standul experimental prezentat schematic în figura 4. Măsurătorile pentru determinarea forței de comutare (în care preponderentă este forța hidrodinamică) au fost efectuate pe un distribuitor hidraulic cu diametrul nominal $D_n = 10$ mm, în regim de debit constant $Q = 40$ l/min și cu diferite presiuni pe circuitul PA.

Din relația (7) rezultă, iar rezultatele experimentale prezentate confirmă, că odată cu

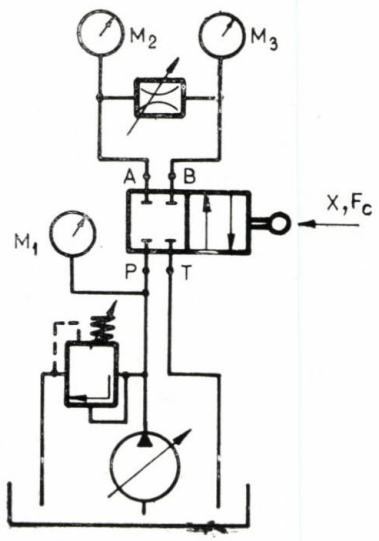


Fig. 4 Schema standului de încercări.

creșterea presiunii de alimentare cursa limită $x_{Fh\,max}$, devine din ce în ce mai mică. Pentru parametrii maximi utilizați $p = 200$ bar și $Q = 40$ l/min s-au obținut rezultatele : $F_c = 8{,}6$ Kgf și $x_{Fh\,max} = 0{,}26$ mm. Este interesant de observat că valorile maxime ale forței hidrodinamice se obțin pentru curse mai mari decît jocul $\delta (x_{Fh\,max} > \delta = 0{,}005 \div 0{,}012$ mm) deci pentru unghiuri α_2 mai mari decît 45°

d) Sensul în care lucrează forța hidrodinamică asupra organului mobil 1 este cel prezentat în figura 1. În cazul în care secțiunea de curgere se micșorează, forța hidrodinamică ajută la deplasarea organului mobil și se opune forței de comutare atunci cînd secțiunea de curgere crește (deplasarea organului mobil spre dreapta).

Calculul forței hidrodinamice pe baza legii conservării energiei

Ecuația conservării energiei între două secțiuni S_1 și S_2 (fig. 5), între care evoluează un debit continuu de fluid, are forma generală :

$$\frac{d\varphi}{dt} + \frac{v_1'^2}{2g} + \frac{p_1'}{\gamma 1} + z_1 = \frac{v_2'^2}{2g} + \frac{p_2'}{\gamma 2} + z_2 + h_v + h_t \qquad (8)$$

Neglijînd pierderile de energie prin frecare vîscoasă (h_v), prin turbulență (h_t) și în regim tranzitoriu $\left(\frac{d\varphi}{dt}\right)$ și considerînd $z_1 = z_2$ și $\gamma_1 = \gamma_2 = \rho g = \text{const}$, se poate scrie :

$$\Delta p = p'_1 - p'_2 = \frac{\rho}{2}\left(v'^2_2 - v'^2_1\right) \qquad (9)$$

În faza de comutație a organului mobil, secțiunea S_1, crește ajungînd (în cazul unei proiectări corecte, cînd se respectă condiția

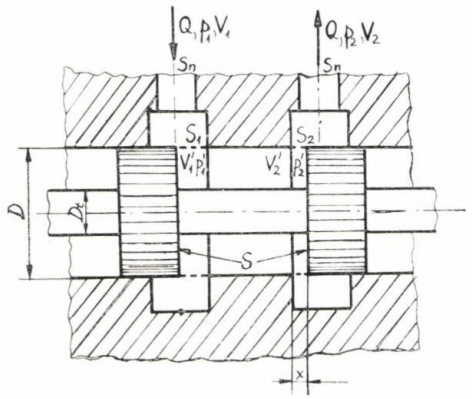


Fig. 5 Schema pentru calculul forței hidrodinamice pe baza legii conservării energiei.

curgerii prin secțiuni funcționale echivalente cu secțiunea nominală de intrare S_n) la valoarea $S_1 = S_n = \frac{\pi D_n^2}{4}$ iar secțiunea $S_2 = \pi Dx$ scade ajungînd pînă la valoarea $S_2 = 0$.

Variația secțiunilor de curgere S_1 și S_2 determină o variație corespunzătoare a vitezelor de curgere v'_1 și v'_2, astfel încît viteza v'_2 crește, ajungînd mult mai mare decît viteza v'_1.

Creșterea vitezei de curgere v'_2 are loc pînă la valoarea limitată de presiunea maximă de intrare $p_{1\max}$ situație în care la nivelul secțiunii S_2, energia fluidului de la intrare (afectată de pierderile de energie neglijate mai sus) se regăsește în principal, sub formă de energie cinetică.

Corespunzător stărilor de viteze de curgere v'_1 și v'_2 apare o diferențiere pronunțată și a presiunilor : $p'_1 \gg p'_2$. Acceptînd ipoteza, că presiunile p'_1 și p'_2 se distribuie uniform într-un plan perpendicular pe axa organului mobil, datorită diferenței de presiune Δp, pe acesta se dezvoltă o forță ce se identifică cu forța hidrodinamică, sensul ei fiind cel menționat la observația „d".

Deci forța hidrodinamică ce apare în procesul de curgere, poate fi considerată ca o rezultantă a forțelor dezvoltate de presiune pe suprafețele frontale $S = \frac{\pi}{4}\left(D^2 - D_t^2\right)$ ale organului mobil și calculată cu relația :

$$F_h = \Delta p \cdot S \qquad (10)$$

Exprimînd debitul efectiv ce trece prin distribuitor ca o fracțiune din debitul nominal (debitul maxim pentru care a fost proiectat elementul respectiv), ecuația continuității poate fi scrisă sub forma :

$$Q = \alpha_{D_1} \cdot S_1 \cdot v'_1 = \alpha_{D_2} \cdot S_2 v'_2 = nQ_n \qquad (11)$$

în care cu n s-a notat fracțiunea din debitul nominal Q_n .

Deoarece urmărim să determinăm valorile forței hidrodinamice în apropierea valorii maxime, deci cînd secțiunea de curgere S_1 devine mică în raport cu secțiunea S_2 ($S_2 \cong S_n$), putem neglija v'^2_1 în raport v'^2_2 și din relația (9) combinată cu (11) rezultă :

$$\Delta p = \frac{\rho}{2} \cdot \frac{n^2}{\alpha^2_{D_2}} \frac{Q_n^2}{\pi^2 D^2 x^2} \qquad (12)$$

Se notează cu C_D un coeficient echivalent de debit definit prin relația :

$$C_D = \frac{n}{\alpha_{D_2}} \qquad (13)$$

Cu aceste considerații relația de calcul a forței hidrodinamice (10) devine :

$$F_h = \frac{\rho}{8} \frac{C_D^2 Q_n^2}{\pi}\left(1 - \frac{D_t^2}{D^2}\right) \cdot \frac{1}{x^2} = \frac{KC_D^2}{x^2} \qquad (14)$$

în care s-a notat cu K parametrul constructiv-funcțional al elementului hidraulic respectiv, definit prin relația :

$$K = \frac{\rho}{8} \frac{Q_n^2}{\pi}\left(1 - \frac{D_t^2}{D^2}\right) \qquad (15)$$

Pentru compararea rezultatelor teoretice cu cele experimentale prezentate în figurile 2 a, b se consideră un distribuitor hidraulic cu diametrul nominal $D_n = 10$ mm, avînd $Q_n = 40$ l/min, $D = 16$ mm, $D_t = 10$ mm (fig. 5) și un mediu hidraulic cu densitatea $\rho = 890$ Kg/m^3 și presiunea maximă de alimentare $p_{1\max} = 200$ bar.

Dacă adoptăm notația (13) și pentru calculul cursei limită $x_{F_{h\max}}$, relațiile (7) și (14) vor căpăta pentru cazul particular considerat forma :

$$x_{F_{h\max}} = 0{,}0625 \frac{n}{\alpha D_2} = 0{,}0625\, C_D \text{ /mm/} \qquad (16)$$

și

$$F_h = 0{,}9776 \frac{C_D^2}{x^2} \text{ /Kgf/} \qquad (17)$$

În tabelele 1 și 2 sînt prezentate valorile calculate cu relațiile (16) și (17) pentru o valoare constantă a coeficientului de debit $\alpha_{D_2} = 0{,}6$ și $n = 0{,}2 \ldots 1$, iar în figura 6 sînt trasate curbele de variație ale forței hidrodinamice.

Tabelul 1

n	0,2	0,4	0,6	0,8	1
C_D	0,333	0,666	1	1,333	1,666
$X_{Fh\ max}$ [mm]	0,0208	0,0416	0,0625	0,0833	0,1041

Concluzii

Rezultatele teoretice obținute prin metoda de calcul propusă concordă cu rezultatele experimentale (fig. 2 și fig. 3) pentru curse $x > x_{F_{h\ max}}$. Pentru curse mai mici decît cursa limită, forța hidrodinamică scade deci valorile obținute în tabelul 2 sub linia îngroșată nu se obțin practic.

Din analiza parametrului constructiv — funcțional K se pot trage concluzii în legătură cu măsurile ce trebuie luate în faza de proiectare pentru ca forța hidrodinamică să aibă valori reduse.

Problema echilibrării dinamice a părților mobile din elementele hidraulice deschide un cîmp larg de cercetări teoretice și experimentale și va constitui obiectul preocupărilor noastre viitoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Backé, W.:* Grundlagen der Ölhydraulik. Westfälischen Techeüschen Hochschule, Aachen, 1972.

[2] *Tatar, H.:* Störkräfte und deren Reduzierung bei mit Geichspanungsmagneten direkt betätigen Wegwventilen, Institut für hydr. und pneum. Antiebe und Steuerungen RWTH, Aachen, 1975.

[3] *Guillon, M.:* „Étude et dètermination des systémes hydrauliques", Dunod, 1966.

[4] *Blackburn, J, F., ș.a.:* „Mècanismes et servomècanismes á fluide sous pression", Dunod, 1966.

[5] *Lewis, E., Stern, H.:* „Sisteme automate hidraulice". Editura tehnică, 1968.

Tabelul 2

X [mm] \ C_D	0,333	0,666	1	1,333	1,666
1,6	0,042	0,169	0,382	0,678	1,059
1,4	0,055	0,221	0,499	0,886	1,384
1,2	0,075	0,301	0,679	1,206	1,884
1,0	0,108	0,433	0,978	1,737	2,713
0,8	0,169	0,677	1,527	2,714	4,239
0,6	0,301	1,204	2,716	4,825	7,537
0,4	0,677	2,711	6,110	10,857	16,959
0,2	2,71	10,840	24,44	43,427	67,835
0,1041	—	—	—	—	250,387
0,1	10,84	43,360	97,76	173,71	271,34
0.0833	—	—	—	250,343	—
0,08	16,937	67,750	152,75	271,422	423,969
0.0625	—	—	250,266	—	—
0,06	30,11	120,444	271,555	482,528	753,722
0.0416	—	250,555	—	—	—
0,04	67,75	271	611,00	1085,687	1695,875
0.0208	250,555	—	—	—	—
0,02	271	1084	2444	4342,750	6.783,5
0,01	1084	4.336	9.776	17.371	27.134

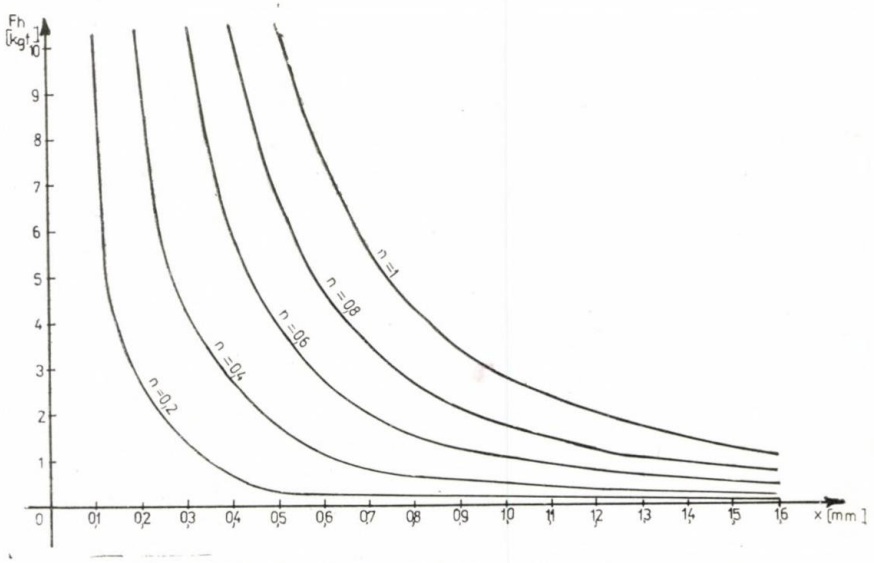


Fig. 6 Valorile forței hidrodinamice obținute prin calcul.

CZ : 681.2

Regimul de lucru al sistemelor pneumatice de măsurare în punte cu autoechilibrare

Ing. George **BUICLIU** — Institutul de Cercetări și Proiectări pentru Mecanică Fină și Scule (I.C.P.M.F.S.) — București

Folosirea sistemelor pneumatice pentru operațiile industriale de măsurare și control cunoaște o extindere continuă, datorită avantajelor specifice : preț de cost redus, productivitate ridicată, posibilitatea măsurării fără contact, posibilitatea realizării unor înalte rapoarte de amplificare.

Principiul măsurării pneumatice este reprezentat în figura 1 a. Presiunea h_m din camera de măsurare depinde direct de variațiile dimensionale ale obiectului măsurat, putîndu-se citi, după o etalonare adecvată, abaterile dimensionale ale obiectului măsurat față de dimensiunea de referință.

Sistemele de tipul celui reprezentat în figura 1 a (traductoare manometrice simple) pot lucra în diferite regimuri de lucru, după cum raportul între presiunea din avalul și amontele fiecăreia din cele două duze (de intrare d_{1m} și de măsurare d_{2m}) este superior sau inferior valorii critice :

$$\left(\frac{h_{av}}{h_{am}}\right)_{cr} = 0{,}523 \qquad (1)$$

Sînt posibile teoretic 4 regimuri, conform tabelului 1.

Presiunea din camera de măsurare este dată (pentru regimurile I și III) de relația :

$$h_m = \frac{h_0}{1 + 16 k_w k_\rho k_\mu \left(\frac{n f_{2m}}{f_{1m}}\right)^2} \qquad (2)\ [1]$$

iar pentru regimurile II și IV de relația :

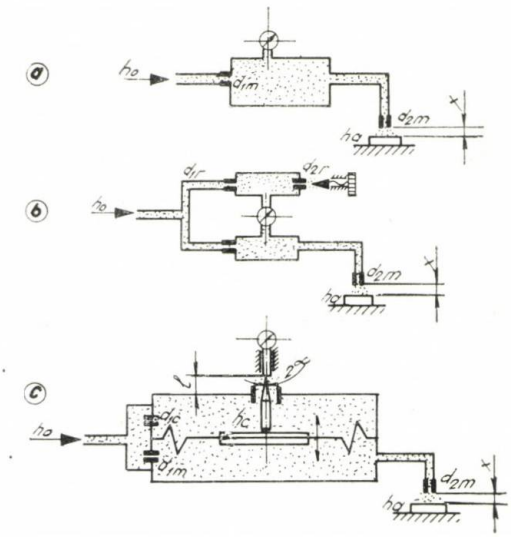
$$h_m = \frac{h_0}{16 k_w k_\rho k_\mu \left(\frac{n f_{2m}}{f_{1m}}\right)^2} \qquad (3)\ [1]$$

în care :

- h_0 este presiunea de intrare în sistem ;
- k_w și k_ρ sînt coeficienții care descriu modificarea vitezei și a debitului datorită compresibilității aerului ;
- k_μ este un coeficient egal cu raportul pătratelor coeficienților de debit ai celor două duze.
- f_{2m} și f_{1m} sînt ariile secțiunilor duzei de ieșire ($f_{2m} = \pi d_{2m} x$) respectiv de intrare $\left(f_{1m} = \frac{\pi}{4} \cdot d_{1m}^2\right)$;
- n este numărul de duze identice care lucrează în paralel.

Tabelul 1

Regimul	Duza de intrare		Duza de măsurare	
	h_m / h_0	Regim	h_a / h_m	Regim
I	$> 0{,}528$	Subcritic	$> 0{,}528$	Subcritic
II	$\leqslant 0{,}528$	Supracritic	$> 0{,}523$	Subcritic
III	$> 0{,}528$	Subcritic	$\leqslant 0{,}528$	Supracritic
IV	$\leqslant 0{,}523$	Supracritic	$\leqslant 0{,}523$	Supracritic



SCHEMA DE MĂSURARE PNEUMATICĂ

a — Sistem direct.
b — Sistem în punte neechilibrată.
c — Sistem în punte cu autoechilibrare.

x — interstițiul de măsurare ;
h_0 — presiunea de intrare ;
h_m — presiunea din circuitul de măsurare;
h_r — presiunea din circuitul de referință ;
h_a — presiunea atmosferică ;
h_c — presiunea din circuitul de compensare ;
Δ_l — mărimea corecției necesare pentru anularea dezechilibrului ;
y — mărimea (sau starea) indicată (sau semnalizată) ;
k, k' — factori de proporționalitate ;
d — diametrul duzelor (indicii 1 și 2 desemnează intrarea, respectiv ieșirea din circuit, iar indicii m, r, c, au semnificațiile : măsurare, referință, respectiv compensare).

Cînd măsurarea se face cu un traductor manometrc simplu ca în figura 1 a, este recomandabil să se lucreze în regimul I sau III întrucît în acest caz curba $h_m(x)$ are un punct de inflexiune în care sensibilitatea sistemului este maximă și în jurul căruia curba se poate liniariza suficient de precis pe un interval. Fo-

losirea acestor sisteme are însă dezavantaje (dependența substanțială de variațiile presiunii de intrare, imposibilitatea măsurării diferențiale, fenomene de histerezis în elementul elastic al instrumentului indicator) fapt care a condus la cercetarea și ulterior folosirea în practică a unor sisteme mai avantajoase (fig. 1 b și 1 c).

Folosirea sistemelor de măsurare pneumatice în punte cu autoechilibrare lărgește posibilitățile de lucru cu traductoare manometrice și permite obținerea unor performanțe superioare. Un asemenea sistem este reprezentat în figura 1 c. Aerul intră în cele două camere (de compensare și de măsurare) prin duzele d_{1c} și d_{1m}. Presiunea h_m din camera de măsurare, se modifică odată cu modificarea dimensiunii obiectului măsurat și produce o deplasare a elemenului sensibil (membrana cu rigiditatea practic zero, capabilă să-și modifice poziția de echilibru la cea mai mică variație de presiune). Deplasarea membranei produce deplasarea acului supapă, al cărui con face să varieze secțiunea de scăpare a aerului prin duza de compensare d_{2c} pînă cînd presiunea h_c din camera de compensare devine egală cu h_m. Mărimea deplasării acului supapă se citește la un ceas comparator obișnuit.

Modul de funcționare a aparatului impune pentru echilibru egalitatea $h_m = h_c$. Ținînd seama și de faptul că din ambele circuite (de compensare și de măsurare) aerul scapă în atmosferă, rezultă că există egalitățile :

$$\frac{h_c}{h_o} = \frac{h_m}{h_o} \tag{4}$$

și

$$\frac{h_a}{h_c} = \frac{h_a}{h_m} \tag{5}$$

sau, conform considerațiilor anterioare (tab. 1), **în ambele circuite funcționarea are loc în același regim.** Astfel, din egalitatea $h_c = h_m$ în care h_c și h_m au amîndoi fie forma (2) fie forma (3), rezultă :

$$K_{wc} K_{\varrho c} K_{\mu c} \left(\frac{n_c f_{2c}}{f_{1c}}\right)^2 = K_{wm} K_{\varrho m} K_{\mu m} \left(\frac{n_m f_{2m}}{f_{1m}}\right)^2 \tag{6}$$

(indicele c se referă la circuitul de compensare, iar indicele m, la circuitul de măsurare).

Coeficienții K_w și K_ϱ depind, pentru fiecare circuit, de presiunea din cameră și presiunea de intrare. [1]. Existînd egalitatea $h_o = h_m$, funcționarea în același regim și cu aceeași presiune de intrare h_o rezultă că, indiferent de variațiile presiunii h_c și h_m există egalitățile :

$$K_{wc} = K_{wm} \tag{7}$$

$$K_{\varrho c} = K_{\varrho m} \tag{8}$$

Mărimea coeficienților K_μ depinde de o serie de factori ca : interstițiul frontal x, presiunea din cameră, diametrul și forma duzelor, numărul de duze lucrînd în paralel [1]. În general :

$$K_\mu = \left(\frac{\mu_2}{\mu_1}\right)^2 \tag{9}$$

(indicele 2 se referă la duza de ieșire iar indicele 1 la duza de intrare).

Coeficienții de debit μ_1 ai celor două circuite au o influență practic egală, dacă avem în vedere forma identică a duzelor și egalitatea (4). În ceea ce privește diferențele de dimensiuni între duze, în literatura de specialitate se susține atît independența coeficientului μ_1 de diametrul duzei [1] cît și necesitatea obținerii duzelor de intrare de valoare egală [2], [3].

Coeficienții de debit μ_2 au influențe diferite în cele două circuite, în special datorită formei diferite a duzelor de ieșire. S-a constatat experimental [2] că μ_2 variază cel mai intens la căderi mici de presiune în duze, iar la atingerea valorii critice a căderii de presiune și la mărirea ei ulterioară, coeficienții de debit se stabilizează. De aceea, **este necesar să se asigure la duzele de ieșire o cădere de presiune critică.**

În ceea ce privește duzele de intrare este necesar să se asigure curgerea aerului prin ele cu viteze egale sau superioare vitezei critice w_{cr}. Într-adevăr, expresia debitului gravimetric într-o secțiune 2—2 a duzei față de o secțiune 1—1 de parametri cunoscuți situată în amonte, este :

$$G = \gamma_2 \cdot f_2 \cdot W_2 = \gamma_2 \cdot f_2 \sqrt{2g \frac{k}{k-1} \cdot \frac{h_1}{\gamma 1} \left[\left(\frac{h_2}{h_1}\right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{h_2}{h_1}\right)^{\frac{k-1}{k}}\right]} \tag{10}$$ [1]

(γ_2 și γ_1 sînt greutățile specifice ale aerului în cele două secțiuni, h_2 și h_1 sînt presiunile în cele două secțiuni, f_2 este aria secțiunii 2—2, $k = 1{,}41$ este coeficientul adiabatic pentru aer iar $g = 9{,}81$ m/s^2).

Interpretarea relației (10), pentru cazul cînd 1—1 și 2—2 sînt secțiunile de la intrarea, respectiv la ieșirea uneia din duzele de intrare, conduce la concluzia că debitul depinde de mărimea $\frac{h_m}{h_o}$ (respectiv $\frac{h_c}{h_o}$) corespunzătoare termenului $\frac{h_2}{h_1}$ în relația (10), care variază de la o măsurare la alta funcție de variațiile dimensionale ale obiectelor măsurate. Altfel spus, semnalele de modificare a presiunii din cameră nu se consumă integral pentru deplasarea elementului sensibil, transmițîndu-se și

în sens invers, în secțiunea de curgere a duzei, ceea ce face ca parametrii sistemului să fie greu de stăpînit. Dacă însă curgerea aerului prin duză se face cu viteza critică :

$$W_{cr} = 2g \frac{k}{k+1} \cdot \frac{h_1}{\gamma_1} \qquad (11) \quad [1]$$

expresia debitului va fi :

$$G = \gamma_{cr} \cdot f_{cr} \cdot \sqrt{2g \frac{k}{k+1} \cdot \frac{h_1}{\gamma_1}} \qquad (12)$$

Relația (12) arată că pentru o valoare constantă a presiunii de intrare h_1, debitul G este constant și proporțional cu aria secțiunii critice.

Curgerea aerului cu viteză critică nu este posibilă decît în așa-numitele „duze Laval" (ajutate convergent-divergent de un anumit profil în secțiune longitudinală) în care se realizează o cădere de presiune critică. Căderea de presiune critică la duzele de intrare asigură și stabilizarea coeficienților de debit μ_1. În aceste condiții (μ_2 și μ_1 de valori stabile și egalitățile (7) și (8) îndeplinite) relația (6) devine :

$$\left(\frac{n_c f_{2c}}{f_{1c}}\right)^2 = A\left(\frac{n_m f_{2m}}{f_{1m}}\right)^2, \qquad (13)$$

unde $A = \frac{k\mu_m}{k\mu_c} = \text{constant.}$

Această relație este o simplă egalitate de mărimi geometrice, ceea ce arată că ecuația de funcționare depinde exclusiv de parametrii geometrici ai sistemului. Aceasta face ca sistemul să fie precis, ușor de stăpînit și foarte elastic. Este deci necesar, pentru a obține aceste avantaje, **să se asigure și la duzele de intrare o cădere de presiune critică iar aceste duze să aibă în secțiune longitudinală un profil Laval.**

Conform considerațiilor anterioare, regimul de lucru al sistemului este subcritic-supracritic (regimul IV din tabelul 1). Pentru respectarea acestui regim este necesar să se respecte inegalitățile :

$$\frac{h_a}{h_m} \leqslant 0{,}528 \qquad (14)$$

$$\text{și} \quad \frac{h_m}{h_o} \leqslant 0{,}528 \qquad (15)$$

Considerînd $h_a = 1$ daN/cm², rezultă că este necesar ca :

$$h_m \geqslant 1{,}895 \frac{\text{daN}}{\text{cm}^2} \qquad (16)$$

$$\text{și } h_o \geqslant 3{,}590 \frac{\text{daN}}{\text{cm}^2} \qquad (17)$$

Ținînd seama și de variațiile presiunii h_m (datorită variației x) ca și pentru a se permite o oarecare libertate în alegerea parametrilor dimensionali, este recomandabil să se lucreze cu presiuni de intrare :

$$h_o \geqslant 4 \frac{\text{daN}}{\text{cm}^2} \qquad (18)$$

Respectarea condițiilor (18) și (16) asigură funcționarea sistemului în regim subcritic-supracritic și dependența ecuației de funcționare numai de parametrii geometrici ai sistemului.

Concluzii

Pentru a obține o funcționare cît mai avantajoasă a sistemelor pneumatice de măsurare în punte cu autoechilibrare este necesar să se asigure atît la duzele de intrare cît și la cele de măsurare o cădere de presiune critică, iar la duzele de intrare să se asigure și o viteză critică de curgere. Aceste condiții impun o valoare minimă a presiunii de intrare în sistem și profilarea corespunzătoare (profil Laval) a secțiunii longitudinale a duzelor de intrare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Balakșin, O. B.:* Avtomatizația pneomaticescovo controlia razmerov o masinostroenia, ed. 1, pag. 30—38, 48—68.

[2] *Kurocikin, I. A., Okun, V. A.:* Sisteme pneumatice cu echilibrare automată. In „Izmenitelnaia tehnica" nr. 1, pag. 10—11, ian. 1963.

CZ : 621—231

Diagrame pentru calculul ghidajelor gazostatice cu buzunare de alimentare

Dr. ing. Adrian **PASCU** — Institutul Politehnic București

Elementele de sprijinire a părților mobile ale aparatelor (lagărele și ghidajele) fac parte dintre componentele cele mai importante ale acestora, întrucît ele preiau sarcina ce acționează asupra elementului mobil, controlează poziția acestuia și determină caracteristicile de rigiditate și amortizare ale sistemului. Principalele aspecte ale utilizării lagărelor și ghi-

dajelor gazostatice în construcția de aparate, precum și studiul actual al problemei au fost prezentate succint în [1]. În prezenta lucrare sînt date diagrame de calcul ale portanței, rigidității și consumului de aer ale unui tip concret de ghidaj, exprimate adimensional funcție de un parametru ce caracterizează geometria de alimentare a lagărului.

Analiza ghidajelor gazostatice

Pentru studiul și calculul lagărelor și ghidajelor gazostatice trebuie analizate și puse în legătură două curgeri :

— curgerea fluidului prin interstițiul ghidajului ;
— curgerea fluidului prin sistemul de alimentare.

La o anumită încărcare a lagărului, odată cu stabilirea echilibrului între debitul de fluid ce pătrunde și cel ce părăsește interstițiul se stabilește o distribuție de presiuni a cărei integrală pe suprafața lagărului trebuie să echilibreze sarcina ce acționează asupra lagărului.

Curgerea prin interstițiu. În interiorul interstițiului, considerînd curgerea laminară,

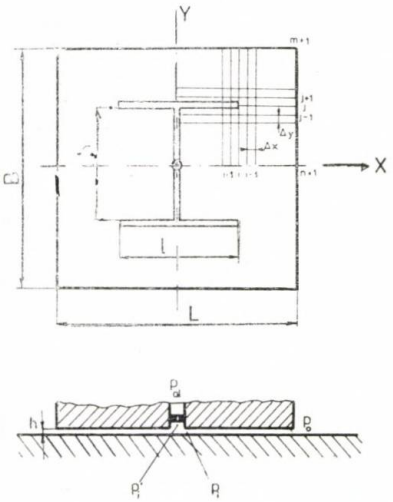


Fig. 1 Geometria unui element de ghidaj cu buzunare (canale) de alimentare.

distribuția de presiuni este dată de ecuația lui Reynolds. Sub forma ei generală, pentru o mișcare relativă unidirecțională, ecuația se scrie [2] :

$$\frac{\delta}{\delta x}\left(\frac{h^3}{\eta}\rho\frac{\delta p}{\delta x}\right)+\frac{\delta}{\delta y}\left(\frac{h^3}{\eta}\rho\frac{\delta p}{\delta y}\right)= 6v\frac{\delta(\rho\cdot h)}{\delta x}+12\frac{\delta(\rho\cdot h)}{\delta t} \tag{1}$$

cu :

p — presiunea în punctul curent de coordonate x, y ;
η — vîscozitatea fluidului ;
ρ — densitatea fluidului ;
v — viteza relativă de deplasare dintre suprafețe.

Considerînd pentru gaz o evoluție izotermă ($p/\rho =$ constant), în condițiile vitezei relative de deplasare $v = 0$, ale unei grosimi a interstițiului h, constantă pe întreaga suprafață a ghidajului și a unei funcționări în regim static $\left(\frac{\delta(\rho\cdot h)}{\delta t}=0\right)$, ecuația se simplifică devenind o ecuație Laplace :

$$\frac{\delta^2 p^2}{\delta x^2}+\frac{\delta^2 p^2}{\delta y^2}=0 \tag{2}$$

Condițiile la limită pentru integrarea ecuației sînt :

$p = p_i$ — pe conturul de alimentare ;
$p = p_o$ — pe conturul exterior. (2')

unde :

p_i — este presiunea ce se stabilește în interiorul lagărului pe conturul de alimentare ;
p_e — este presiunea exterioară.

Ecuația (2) nu poate fi integrată riguros decît pentru cazuri particulare simple (o singură sursă punctiformă sau linie de alimentare care să asigure curgere radială sau unidirecțională). Pentru cazurile generale, cum este și configurația prezentată în figura 1, ecuația presiunilor trebuie rezolvată prin metode aproximative numerice. Odată căpătată această soluție, debitul de fluid ce traversează interstițiul se calculează efectuînd integrala pe contur :

$$G_{in}=\frac{h^3}{24\eta RT}\cdot 2\left[\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}}\frac{\delta p^2}{\delta y}\Big|_{y=\frac{B}{2}}\cdot dx+\int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}}\frac{\delta p^2}{\delta x}\Big|_{x=\frac{1}{2}}\cdot dy\right] \tag{3}$$

unde :

R — constanta gazelor ;
T — temperatura absolută ;

Întrucît ecuația (2) este liniară în raport cu p^2, apare posibilă exprimarea soluției sub forma :

$$p^2-p_o^2=(p_i^2-p_o^2)-P^2 \tag{4}$$

unde :

P este soluția ecuației (2), determinată cu condițiile la limită :

$P = 1$ — pe conturul de alimentare ;
$P = 0$ — pe conturul exterior. (4')

Această soluție va depinde deci exclusiv de configurația lagărului. Introducînd în (3) această soluție, rezultă că debitul ce traversează interstițiul va fi exprimat ca :

$$G_{in}=\frac{h_3}{24\eta RT}(p_i^2-p_o^2)\,Kq \tag{5}$$

unde :

K_q este coeficientul de debit, rezultat al integralei (3) asupra soluției p și depinzînd și el deci exclusiv de configurația geometrică a lagărului.

Curgerea prin orificiul de alimentare. În analiza curgerii prin orificiul de alimentare întrucît forțele de inerție devin preponderente față de cele de vîscozitate, se consideră pentru gaz o evoluție adiabatică.

Notînd cu :

p_{al} — presiunea de alimentare ;

p_i' — presiunea la ieșirea din orificiu ;

A — aria restrictoare ;

$\varkappa$ — exponentul adiabatic ;

C_p — coeficientul de pierderi cu valori între 0,7 ... 0,9,

expresia debitului ce traversează orificiul se scrie [2] :

$$G_{or} = C_p \cdot A \frac{p_{al}}{\sqrt{RT}} \sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa - 1}\left[\left(\frac{p_i'}{p_{al}}\right)^{\frac{2}{\varkappa}} - \left(\frac{p_i'}{p_{al}}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]} \tag{6}$$

În cazul în care p_i' scade sub valoarea presiunii critice la care apare regimul supersonic de curgere, debitul este dat de expresia :

$$G_{or} = C_p \cdot A \frac{p_{al}}{\sqrt{RT}} \sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa - 1}\left[p_{cr}^{\frac{2}{\varkappa}} - p_{cr}^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]} \tag{7}$$

cu :

$$p_{cr} = \left(\frac{p_i'}{p_{al}}\right)_{cr} = \left(\frac{2}{\varkappa+1}\right)^{\frac{\varkappa}{\varkappa-1}} \tag{8}$$

În ceea ce privește aria restrictoare A sînt de făcut următoarele considerații :

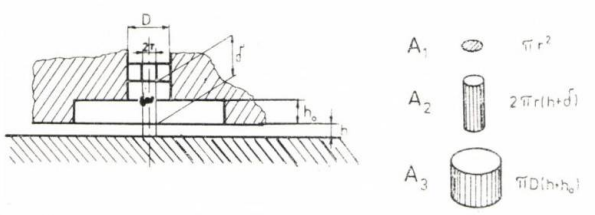


Fig. 2 Geometria orificiului de alimentare.

Funcție de dimensiunile constructive ale orificiului de alimentare — figura 2 —, ca arie restrictoare poate să acționeze :

$$A_1 = \pi r^2$$
$$A_2 = 2\pi r (h + \delta) \tag{9}$$
$$A_3 = \pi D (h + h_o)$$

Dacă ariile de mai sus sînt de același ordin de mărime, vor acționa ca restrictoare înseriate, ceea ce impune calculul unei arii echivalente [3].

Din punct de vedere al rigidității ghidajului este mai avantajos ca aria restrictoare care controlează debitul de gaz ce pătrunde în lagăr să fie aria A_1 independentă de grosimea interstițiului h, caz în care se spune că lagărul are o „compensare prin orificiu".

Pentru ca efectul ariilor restrictoare înseriate A_2 și A_3 să fie neglijabil (sub 10%) este suficient ca $A_2 > A_1 \cdot 3{,}3$ și respectiv $A_3 > A_1 \cdot 3{,}3$, condiție de care trebuie ținut cont la dimensionarea geometriei de alimentare.

Curgerea în interiorul buzunarului de alimentare. În marea majoritate a aplicațiilor practice, în dorința de a mări capacitatea de încărcare a ghidajului, se mărește zona de presiuni mari din interiorul lagărului prin practicarea unor degajări — buzunare de alimentare. Întrucît cerințele de stabilitate dinamică ale lagărului impun un volum cît mai

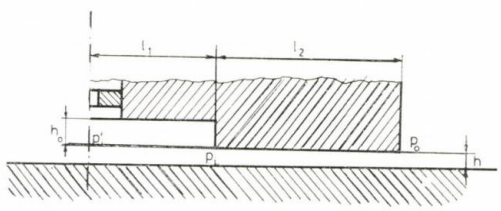


Fig. 3 Geometria buzunarului de alimentare.

redus de gaz în interiorul acestor buzunare, volumul lor este micșorat la maximum, astfel încît soluțiile practice utilizează o rețea de canale ca în figura 1.

Considerînd în lungul canalelor o curgere unidirecțională căderea de presiune $p_i' - p_i$ (figura 3) este dată de relația [2] :

$$\frac{p_i'}{p_i} = \left[\frac{1 + \left(\frac{h}{h+h_o}\right)^3 \frac{l_1}{l_2}\left(\frac{p_o}{p_i'}\right)^2}{1 + \left(\frac{h}{h+h_o}\right)^3 \frac{l_1}{l_2}}\right]^2 \tag{10}$$

Pentru un set de valori tipice, de exemplu $h = 0{,}01$ mm, $h_o = 0{,}02$ mm și $l_1 = l_2$ iar $p_o/p_s' = 1/3$ rezultă $p_i/p_i' = 0{,}97$, valoare care se apropie și mai mult de *1* cu creșterea raportului $h/(h+h_o)$.

Apare astfel îndreptățită ipoteza simplificatoare $p_i = p_i'$, considerîndu-se astfel o presiune practic constantă în tot interiorul buzunarului de alimentare.

Ecuația de funcționare a ghidajului. Debitul de gaz ce pătrunde prin orificiile de ali-

mentare trebuie să fie egal cu cel ce străbate interstiţiul, deci $G_{in} = G_{or}$, respectiv :

$$\frac{h^3}{24\eta RT} Kq(p_i^2 - p_o^2) = \tag{11}$$

$$= C_p \frac{\pi r^2}{\sqrt{RT}} p_{al} \sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa - 1}\left[\left(\frac{p_i}{p_{al}}\right)^{\frac{2}{\varkappa}} - \left(\frac{p_i}{p_{al}}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]}$$

Apare avantajos să se grupeze termenii de care depinde debitul, definindu-se un parametru al alimentării [3] :

$$\Lambda_S = \frac{6\eta r^2 \sqrt{RT}}{p_{al} h^3} \tag{12}$$

astfel încît (11) devine :

$$K_q (p_i^2 - p_o^2) = \tag{13}$$

$$\Lambda_S p_{al}^2 \sqrt{\frac{2\varkappa}{\varkappa - 1}\left[\left(\frac{p_i}{p_{al}}\right)^{\frac{2}{\varkappa}} - \left(\frac{p_i}{p_{al}}\right)^{\frac{\varkappa+1}{\varkappa}}\right]}$$

în care pentru regimul critic p_i/p_{al} se înlocuieşte cu P_{cr}.

În această ecuaţie, pentru o geometrie cunoscută, deci un K_q cunoscut, şi un parametru Λ_S definit, singura necunoscută apare p_i — presiune interioară din dreptul sursei de alimentare, care constituie tocmai condiţia la limită necesară pentru integrarea ecuaţiilor presiunilor (2). Odată obţinută valoarea lui p_i ecuaţia neliniară (13) se rezolvă numeric prin iteraţie), se poate calcula distribuţia de presiuni efectivă pe suprafaţa lagărului cu ajutorul relaţiei (4) şi apoi prin integrarea acesteia se obţine capacitatea de încărcare :

$$W = \int_{-\frac{B}{2}}^{\frac{B}{2}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} (p - p_o) \cdot dx\, dy \tag{14}$$

Rigiditatea lagărului, caracteristică foarte importantă în exploatare, se defineşte :

$$K = \frac{\delta W}{\delta h} \tag{15}$$

Calculînd capacitatea de încărcare pentru două valori apropiate ale lui h rigiditatea se poate exprima aproximativ numeric ca :

$$K = \frac{\Delta W}{\Delta h} = \frac{W_{i+1} - W_{i-1}}{\sqrt[3]{\frac{\Lambda_{si+1}}{\Lambda_{si}}} - \sqrt[3]{\frac{\Lambda_{si-1}}{\Lambda_{si}}}} \tag{16}$$

În final, se pot calcula pentru valorile dorite ale presiunii de alimentare, dependenţa capacităţii de încărcare, a debitului de gaz consumat şi a rigidităţii, de parametrul adimensional al alimentării Λ_s. Rezultatele se exprimă adimensional prin mărimile :

$$\overline{W} = \frac{W}{(p_{al} - p_o) LB}$$

$$\overline{K} = \frac{hK}{(p_{al} - p_o) LB} \tag{17}$$

$$\overline{G} = \frac{24\eta RT}{h^3 p_{al}^2} G$$

Diagramele astfel ridicate permit apoi o analiză rapidă şi un calcul de optimizare al oricărui ghidaj cu configuraţia prezentată.

Rezultate

În rezolvarea problemei prezentate am utilizat o tratare numerică.

Ecuaţia presiunilor (2) a fost rezolvată numeric utilizînd metoda diferenţelor finite. După acoperirea suprafeţei ghidajului cu o reţea echidistantă, derivatele presiunii în punctele reţelei se exprimă funcţie de valorile presiunii în punctele învecinate ca :

$$\frac{\delta p}{\delta x} = \frac{p_{i+1,j} - p_{i-1,j}}{2\Delta x}$$

$$\frac{\delta p}{\delta x^2} = \frac{p_{i+1,j} - 2p_{i,j} + p_{i+1,j}}{\Delta x^2} \tag{18}$$

şi analog pentru derivatele pe direcţia y.

Scriind în acest mod ecuaţia (2) în fiecare punct al reţelei şi ţinînd cont de condiţiile la limită, se obţine un sistem de m x n ecuaţii liniare cu $m \times n$ necunoscute — valorile presiunilor în nodurile reţelei. Sistemul astfel obţinut a fost rezolvat utilizînd o metodă rapidă şi economică din punct de vedere al consumului de memorie de calculator — metoda coloanelor [4].

În modelarea geometriei lagărului s-a neglijat lăţimea canalului, compensînd astfel acoperitor efectul simplificării introduse la curgerea din buzunarele de alimentare (prin egalizarea p_i' cu p_i) precum şi erorile de trunchiere inerente rezolvării numerice.

Datorită simetriei configuraţiei, s-a considerat numai un sfert din suprafaţa ghidajului, care a fost acoperită cu o reţea de 20 x 20 puncte. Programul de calcul scris în Fortran, a fost rulat pe un calculator Felix C-256 şi furnizează distribuţia de presiuni unitară p, putînd fi uşor adaptat pentru orice geometrie a suprafeţei ghidajului. Coeficientul de debit se obţine prin integrarea numerică pe conturul exterior a ecuaţiei (3) (metoda Simpson).

Pentru configurația prezentată în figura 1 coeficientul de debit are valoarea :

$$K_q = 11{,}44$$

S-au calculat apoi pentru valori succesive ale presiunii din interiorul ghidajului p'_i cuprinse între p_o și p_{al} valorile corespunzătoare ale parametrului Λ_s și apoi distribuția reală de presiuni.

Prin integrare numerică rezultă apoi portanța, rigiditatea și debitul de gaz necesar.

Programul pentru aceste calcule scris în BASIC a fost rulat pe calculatorul HP-9830 al catedrei de mecanică fină, iar rezultatele au fost obținute și grafic prin trasarea curbelor pe plotter.

Diagramele de calcul obținute pentru configurația din figura 1 sînt ilustrate în figura 4 a, b, c.

Apare foarte sugestiv dependența rigidității ghidajului de valorile parametrului de alimentare Λ_s, care pentru cazul concret prezentat la valori cuprinse între 0,7—0,8 permite obținerea unei rigidități maxime.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Pascu, A.:* Calculul ghidajelor gazostatice. In ICPMFS - IPB, Studiu tehnic. Mașina universală de măsurat în coordonate, cap. 5.4.

[2] *Constantinescu, V. N.:* Lubrificația cu gaze. Editura Academiei, București, 1963.

[3] * * * : Gas Bearing Design Manual M.T.I. - R.P.I. New York, 1972, pag. 5.2.20.

[4] *Castelli, V., Pirvics, J.:* Review al Numerical Methods in Gas Bearing Film Analysis. In Journal of Lubrication Technology oct. 1968, pag. 777—792.

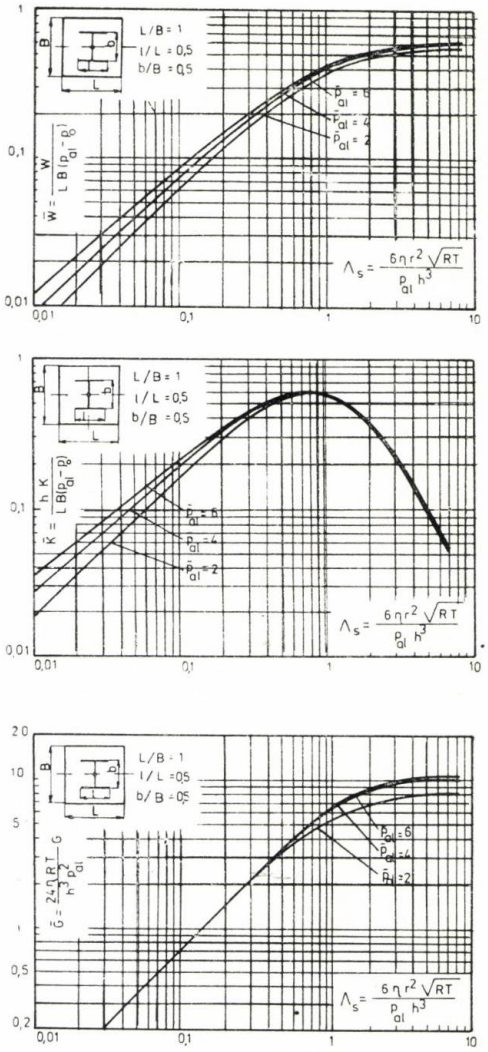


Fig. 4 Diagramele de calcul ale capacității de încărcare, rigidității și debitului de gaz, funcție de parametrul lagărului Λ_s.

CZ : 681.11

Particularități constructive și funcționale ale unui ceas cronometru mecanic

Ing. Ștefan **VĂDUVA** — I.C.P.M.F.S. București

La un ceas cronometru prin comandă manuală se obțin următoarele trei funcțiuni :

— punerea în mers a ceasului prin demararea acelor indicatoare ;

— citirea intervalului de timp prin blocarea acelor indicatoare ;

— aducerea la zero a acelor.

Cel mai simplu ceas cronometru are un ac secundar central care îndeplinește cele trei funcțiuni alături de un minutar și orar care indică timpul diurn. În lucrarea de față se tratează unele particularități constructive și funcționale ale unui ceas cronometru complex care indică :

— timpul diurn cu ajutorul unui ac minutar central, respectiv ac orar central ;

— cronometrarea intervalelor de timp mici (pînă la 30 de minute sau 60 de minute) cu ajutorul unui ac secundar central cuplat cu un ac minutar periferic ;

— cronometrarea intervalelor de timp mari (de ordinul orelor) cu ajutorul unui ac minutar periferic, respectiv ac orar periferic.

Măsurarea timpului diurn a intervalelor mici precum și a intervalelor mari de timp se face independent una față de alta.

Schema cinematică a unui astfel de cronometru este prezentată în figura 1.

Corespunzător celor două intervale de timp cronometrate și a măsurării timpului

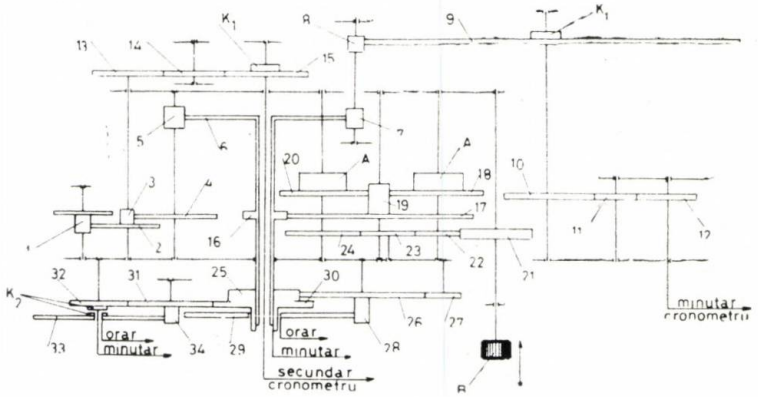


Fig. 1 Schemă cinematică.

diurn se disting trei lanțuri cinematice principale :

— lanțul cinematic pentru măsurarea timpului diurn format din roțile dințate 1-2-3-4-5-6-25-26-28-29 ;

— lanțul cinematic pentru cronometrarea intervalelor scurte de timp format din roțile dințate 1-2-13-14-15 pentru acul secundar central, respectiv 6-7-8-9-10-11-12 pentru acul minutar periferic. Roata dințată 14 este montată pe o pîrghie articulată care menține tot timpul în angrenare roțile 13 și 14 și numai la comandă de cronometrare se rotește aducînd în angrenare roata 14 cu 15. Pinioanele 7 și 8 sînt montate pe o pîrghie articulată care menține tot timpul în angrenare pinionul 7 cu roata 6, iar la comanda de cronometrare pinionul 8 intră în angrenare cu roata 9. Acest sistem este cunoscut sub numele de sistem cu „pinion oscilant" ;

— lanțul cinematic pentru cronometrarea intervalelor mari de timp format din roțile dințate 1-2-3-4-5-6-25-31-32-34-33.

Roțile 31 și 34 sînt montate pe o pîrghie care asigură angrenarea permanentă a roților 31 și 25 și la comanda de cronometrare se rotește realizînd angrenarea simultană a roților 31 cu 32, respectiv 34 cu 33. Camele K_2 montate pe roțile 32 și 33, respectiv camele K_1 montate pe roțile 15 și 9 asigură revenirea acelor la zero.

Este foarte important ca succesiunea fazelor : demarare, oprire pe indicație, revenire la zero să se facă foarte precis. Vom analiza mai detailat mecanismul care asigură succesiunea corectă a acestor faze la cronometrarea intervalelor de timp scurte. În figura 2 este prezentată vederea acestui mecanism. Elementul principal care realizează succesiunea fazelor este roata cu coloane R_c prevăzută cu 6 coloane echidistante dispuse radial astfel încît suprafața activă a fiecărei coloane

închide la centru un unghi de 30°. Roata are la baza ei o dantură de clichet cu ajutorul căreia se realizează o deplasare unghiulară a roții de 20° la fiecare apăsare, prin intermediul unei pîrghii de acționare. Mecanismul are următoarele pîrghii :

1 — pîrghia ce poartă roata 14 ;
2 — pîrghia ce poartă pinionul oscilant 8 ;
3 — pîrghia care blochează roata 15, deci acul secundar central pe indicație ;
4 — pîrghia care calcă pe cele două came K_1 aducînd acele indicatoare la zero.

Cele 4 pîrghii sînt apăsate spre roata cu coloane R_c de către arcurile lamelare A_1, A_2, A_3 respectiv arcul elicoidal cilindric A_4. Sistemul de pîrghii este astfel poziționat față de roata cu coloane R_c încît fiecare cap de pîr-

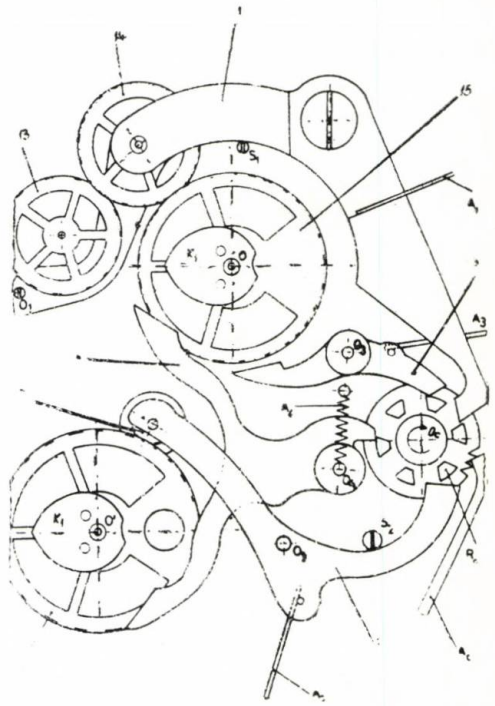


Fig. 2 Vedere a mecanismului de realizare a celor trei faze.

ghie care calcă pe coloane poate ocupa următoarele poziții în decursul unui ciclu complet de 3 apăsări :

— între coloane ;
— pe suprafața activă a coloanei la 5° față de muchia de început a ei ;
— pe suprafața activă a coloanei la 5° față de muchia de sfîrșit a ei.

Poziția de pe figură corespunde situației de cronometrare în care roata 14 angrenează cu roata 15, respectiv pinionul 8 cu roata 9. La prima apăsare roata cu coloane se rotește cu 20° și ridică pîrghia 1 pe suprafața coloanei pe poziția de început a ei. În acest fel este scoasă din angrenare roata 14 față de roata 15. La fel pîrghia 2 scoate din angrenare pinionul 8 față de roata 9. Pîrghia 3 cade între coloane blocînd roata 15 și deci acul secundar central pe indicație. Este necesar ca scoaterea din angrenare a roții 14 să devanseze blocarea roții 15, pentru că o eventuală suprapunere a celor două mișcări duce la uzura danturii roții 14. Pîrghia 4 se menține pe suprafața activă a coloanei respective dar pe poziția de sfîrșit a ei. La a doua apăsare pîrghiile 1 și 2 se mențin pe suprafețele coloanelor respective, pîrghia 3 este ridicată pe suprafața coloanei deblocînd roata 15, iar pîrghia 4 cade între coloane aducînd acele indicatoare la zero. Deblocarea roții 15 trebuie să devanseze puțin acțiunea de readucerea acelor indicatoare la zero, din același motiv ca mai înainte. La a treia apăsare pîrghiile 1 și 2 cad între coloane introducînd în angrenare roțile 14 cu 15 respectiv pinionul 8 cu roata 9. Pîrghia 3 rămîne pe suprafața coloanei, iar pîrghia 4 este ridicată pe suprafața coloanei deblocînd roțile 15 și 9, acțiune care trebuie să devanseze introducerea în angrenare a roților respective. Cu ajutorul știfturilor excentrice O_1 respectiv S_1 și S_2 se realizează reglarea distanței dintre axele roților 14 și 15 respectiv devansările de mișcări expuse mai sus. Acest mod de realizare a succesiunii fazelor impun particularități constructive asupra danturii roților care vin în angrenare prin rotirea pîrghiilor. Astfel este necesar o dantură cu vîrf ascuțit pentru a evita o blocare în situația în care vîrful dintelui unei roți ar cădea exact peste vîrful dintelui celeilalte roți. Din acest motiv dantura acestor roți este triunghiulară (fig. 3). La intrarea în angrenare un dinte al roții poate să cadă în golul dintre dinții celeilalte roți și după parcurgerea golului va antrena roata cu o întîrziere ce va duce la o demarare întîrziată a acului indicator. Totodată poate să cadă pe flancul dintelui conducînd la un salt fie înainte fie înapoi a acului secundarului. Pentru a evita aceste lucruri cele două roți care angrenează se construiesc cu module diferite, unul dublu față de celălalt și anume roata purtată de pîrghie are modulul dublu față de roata cu care vine în angrenare. Se poate atenua saltul la plecare și prin limitarea prin reglaj a adîncimii de pătrundere a roții purtate. De exemplu roata 14 are modulul 0,16 iar roata 15, 0,08 mm.

Fig. 3 Detaliu dantură.

La cele două apăsări de demarare a acelor și oprirea lor pe indicație care limitează de fapt intervalul de timp măsurat este necesar ca apăsarea propriu-zisă să coincidă în timp cu deplasarea roții cu coloane. Ideal ar fi ca apăsarea și pornirea, respectiv oprirea, acelor să se facă simultan. În figura 4 este prezentată roata cu coloane cu dantura de clichet, împreună cu pîrghia-arc care asigură deplasarea roții cu pas unghiular de 20°.

Figura 4 a corespunde poziției de blocare a roții de către pîrghia-arc. S-a notat cu *a* vîrful dintelui roții de clichet și cu *b* vîrful pîrghiei-arc. La apăsarea pe buton roata de clichet opune o rezistență pîrghiei de acționare atîta timp cît vîrful *a* se află pe porțiunea *d-b* a pîrghiei. Este perioada cînd roata se deplasează lent. Figura 4 b corespunde poziției cînd vîrfurile *a* și *b* coincid. Din acest moment porțiunea *b-c* a pîrghiei devansează acțiunea pîr-

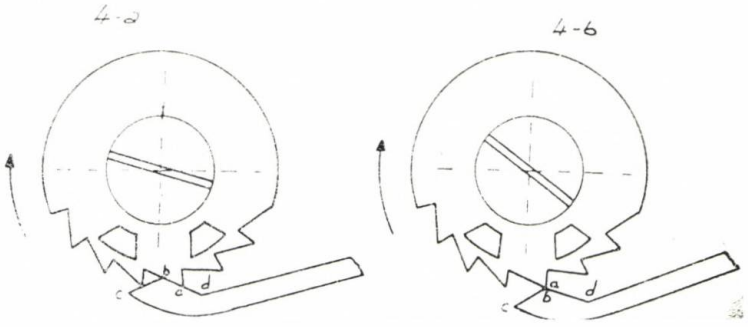


Fig. 4 Detaliu roată cu coloane și pîrghie-arc.

ghiei de acționare realizînd o rotire bruscă a roții cu coloane. Dacă înclinarea porțiunii *c-b* a pîrghiei-arc este prea mare atunci distanța *b-a* se va mări, deci are loc întîrzierea deplasării bruște a roții cu coloane. Dacă este prea mică, atunci pîrghia nu va reuși să devanseze acțiunea pîrghiei de acționare. O deplasare corespunzătoare a roții cu coloane se obține dacă punctul *b* se află la mijlocul flancului dintelui roții de clichet.

Poziționarea sistemului de pîrghii față de coloanele roții impune atît o concordanță între dantura roții de clichet și poziția coloanelor (care se face printr-o proiectare riguroasă a roții cu coloane) cît și poziționarea pîrghiei-arc față de roata cu coloane. Pîrghia 4 calcă pe cele două came K_1 readucînd acele indicatoare la zero. Profilul camei K_1 trebuie astfel ales încît momentul dat de forța de apăsare a pîrghiei 4 față de articulația camei, în toate punctele de profil să rămînă suficient pentru a readuce acele la zero, iar accelerațiile în mișcarea de revenire să fie mici. Se folosește pentru profilul camei fie spirala lui Archimede, fie spirala logaritmică. Printr-o tratare analitică a fenomenului se pot evidenția avantajele și dezavantajele folosirii celor două spirale. Dacă se folosește spirala lui Archimede pentru profilul camei, atunci unghiul

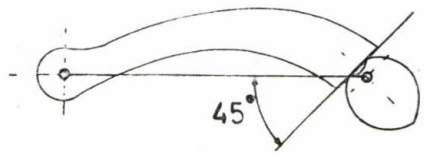


Fig. 5 Pîrghie de blocare cu camă.

format de dreapta care unește articulația pîrghiei cu articulația camei, cu dreapta dusă în prelungirea suprafeței comune (în poziția de blocare) trebuie să fie în jur de 45° (fig. 5).

Pîrghia 4 trebuie astfel proiectată încît să asigure simultaneitatea pozițiilor de blocare a celor două came (corespunzătoare pozițiilor de zero a acelor). În figura 6 este prezentată schema de calcul pentru proiectarea corectă a pîrghiei 4.

Se presupun cunoscute: coordonatele punctelor O și O' (articulațiile camelor) a punctului O_c (centrul roții cu coloane) și coordonatele punctului O_4 (articulația pîrghiei 4), împreună cu elementele geometrice R_0 — raza cercului fictiv tangent la suprafața pîrghiei în poziția de blocare — și R_4 — distanța de la O_4 la vîrful pîrghiei 4. Se presupune că, în

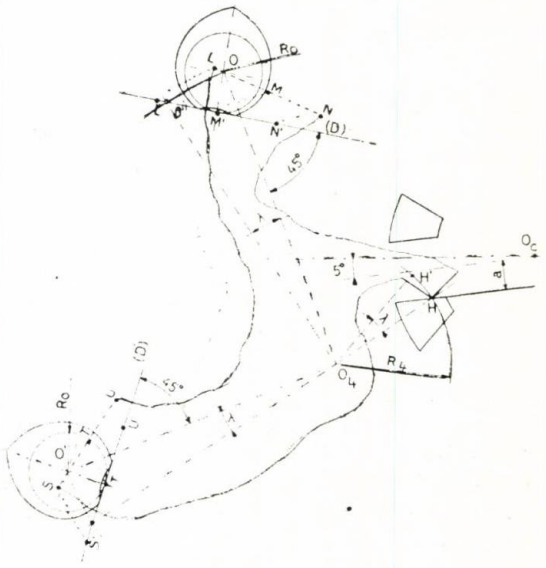


Fig. 6 Schemă de calcul al pîrghiei de readucere a acelor indicatoare la zero.

absența camelor, suprafețele active ale pîrghiei *L-N* și *S-U* trec chiar prin punctele O și și O', iar vîrful *H* al pîrghiei calcă pe suprafața laterală a coloanei.

Etapele de calcul sînt:

— se scrie ecuația dreptei *D* tangentă la cercul cu centrul *O* și raza R_0 care face unghiul de 45° cu dreapta $O—O_4$;

— se intersectează cercul cu centrul în O_4 și raza $O_4—O$ cu dreapta *D* și se află coordonatele punctului *O"*;

— se calculează unghiul γ de rotire a punctului *O*, de fapt unghiul de rotire a pîrghiei;

— se află coordonatele punctului *H'* rotit față de *H* cu γ și coordonatele punctelor *L'* și *N'* ce limitează suprafața activă a pîrghiei știind lungimea *L—N* impusă;

— se scrie ecuația dreptei *D'* tangentă la cercul cu centrul în *O'* de rază R_0 care face unghiul de 45° cu dreapta O_4O';

— se află coordonatele punctelor *S'* și *U'* impunîndu-se lungimea $SU = LN$.

În acest fel s-au determinat coordonatele punctelor *L'*, *N'*, *S'*, *U'*, *H'* care determină complet pîrghia 4 în poziția de blocare a camelor.

CZ : 621—231.001.1

Proiectarea mecanismelor patrulatere articulate pentru trasarea dreptelor și arcelor de cerc

Conf. dr. ing. Iulian **POPESCU** — Universitatea din Craiova

Generalități

În multe domenii ale tehnicii se întîlnesc mecanisme care au puncte ce trasează diferite traiectorii impuse, fără a se folosi ghidaje. Dacă traiectoria impusă este o dreaptă, mecanismul respectiv se numește de ghidare, director sau de liniarizare. Sînt cunoscute asemenea mecanisme create de Evans, Roberts, Cebîșev.

Dacă traiectoria impusă este un arc de cerc, atunci se pot obține mecanisme cu opriri, adică în timp ce elementul conducător se mișcă, elementul condus staționează (pe un interval al ciclului).

Metodele de proiectare a acestor mecanisme tratate în literatură sînt în general metode grafice, bazate pe considerații geometrice.

Sînt cunoscute, de asemenea, mecanisme construite pe cale empirică.

În continuare, se prezintă o metodă analitică originală de construire a mecanismelor

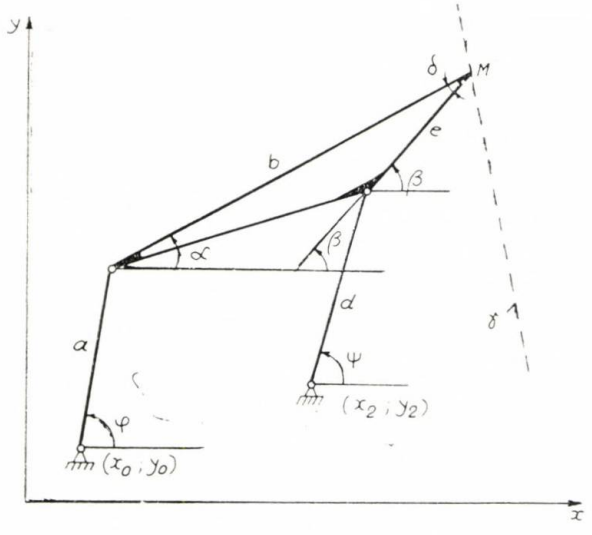


Fig. 1 Mecanism patrulater articulat.

ce trasează drepte sau arce de cerc. Metoda se exemplifică pe mecanismul patrulater articulat, dar poate fi aplicată și pentru alte tipuri de mecanisme, cu adaptările corespunzătoare.

Scrierea sistemului

Se consideră mecanismul patrulater articulat din figura 1, care are un punct de pe bielă ce trasează traiectoria γ. Considerîndu-se laturile mecanismului ca vectori, se pot scrie următoarele ecuații :

$$\begin{aligned} a\cos\varphi + b\cos\alpha &= x - x_0 ;\\ a\sin\varphi + b\sin\alpha &= y - y_0 ;\\ d\cos\psi + e\cos\beta &= x - x_2 ;\\ d\sin\psi + e\sin\beta &= y - y_2 ;\\ \beta &= \alpha + \delta \end{aligned} \qquad (1)$$

Eliminîndu-se variabilele φ și ψ se obține :

$$(x - x_0 - b\cos\alpha)^2 + (y - y_0 - b\sin\alpha)^2 = a^2 ; \qquad (2)$$

$$[x - x_2 - e\cos(\alpha + \delta)]^2 + [y - y_2 - e\sin(\alpha + \delta)]^2 = d^2$$

Relațiile (2) se pot aduce la forma :

$$(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 - 2b[(x - x_0)\cos\alpha + (y - y_0)\sin\alpha] = a^2 - b^2 ; \qquad (3)$$

$$(x - x_2)^2 + (y - y_2)^2 - 2e[(x - x_2)\cos(\alpha + \delta) + (y - y_2)\sin(\alpha + \delta)] = d^2 - e^2.$$

Se fac notațiile :

$$Q = 2b(x - x_0) ;\quad K = 2b(y - y_0) ;$$

$$F = (x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 - a^2 + b^2 ;$$

$$P = 2e[(x - x_2)\cos\delta + (y - y_2)\sin\delta] ;$$

$$G = 2e[(y - y_2)\cos\delta - (x - x_2)\sin\delta] ;$$

$$H = (x - x_2)^2 + (y - y_2)^2 - d^2 + e^2.$$

Cu aceste notații, relațiile (3) devin :

$$\begin{aligned} Q\cos\alpha + K\sin\alpha &= F ;\\ P\cos\alpha + G\sin\alpha &= H, \end{aligned} \qquad (4)$$

de unde rezultă :

$$\cos\alpha = \frac{\begin{vmatrix} F & K \\ H & G \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} Q & K \\ P & G \end{vmatrix}} ;\quad \sin\alpha = \frac{\begin{vmatrix} Q & F \\ P & H \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} Q & K \\ P & G \end{vmatrix}} , \qquad (5)$$

ceea ce conduce la :

$$f_i = (FG - HK)^2 + (QL - PF)^2 - (QG - KP)^2 = 0, \quad (6)$$

respectiv la sistemul :

$$f_i[x_0, y_0, x_2, y_2, a, b, e, d, \delta x(i), y(i)] = 0, \quad (7)$$

$$i = 1 \ldots 9$$

Se constată că în sistemul (7) apar 9 necunoscute constante și două cunoscute variabile ; urmează a se rezolva acest sistem de 9 ecuații cu 9 necunoscute, rezultînd valorile parametrilor ce determină mecanismul care trasează traiectoria impusă.

Rezolvarea sistemului

Sistemul (7) este un sistem algebric neliniar ce nu se poate rezolva prin metodele obișnuite datorită complexității calculului. În continuare se folosește metoda Newton-Raphson, care a dat cele mai bune rezultate pentru acest sistem și care se poate aplica pentru orice mecanism, cu condiția adoptării ca date inițiale a unor soluții cît mai apropiate de cele finale.

Considerîndu-se soluțiile inițiale notate cu exponentul zero, sistemul (7) se poate scrie :

$$f_i[x_0^0 + \delta x_0, y_0^0 + \delta y_0 + \ldots + y(i)] = 0, \quad (8)$$

iar după dezvoltare în serie Taylor :

$$f_i[x_0^0, y_0^0 \ldots \delta^0] + \delta x_0 \frac{\partial f_i}{\partial x_0}\Big|^0 + \ldots + \delta\delta \frac{\partial f_i}{\partial \delta}\Big|^0 = z_i, \quad (9)$$

$$i = 1 \ldots 9.$$

Sistemul (9) se poate scrie matriceal astfel :

$$\underbrace{\begin{vmatrix} \frac{\partial f_1}{\partial x_0} & \frac{\partial f_1}{\partial y_0} \ldots \frac{\partial f_1}{\partial \delta} \\ \frac{\partial f_2}{\partial x_0} & \frac{\partial f_2}{\partial y_0} \ldots \frac{\partial f_2}{\partial \delta} \\ \vdots \\ \frac{\partial f_9}{\partial x_0} & \frac{\partial f_9}{\partial y_0} \ldots \frac{\partial f_9}{\partial \delta} \end{vmatrix}}_{(Z)} \underbrace{\begin{vmatrix} \delta x_0 \\ \delta y_0 \\ \vdots \\ \delta\delta \end{vmatrix}}_{(V)} = \underbrace{\begin{vmatrix} Z_1 - f_1(x_0^0, y_0^0 \ldots \delta^0) \\ Z_2 - f_2(x_0^0, y_0^0 \ldots \delta^0) \\ \vdots \\ Z_9 - f_9(x_0^0, y_0^0 \ldots \delta^0) \end{vmatrix}}_{(W)}$$

respectiv :

$$(Z)(V) = (W),$$

de unde :

$$(V) = (Z)^{-1}(W). \quad (11)$$

Prin Z_i s-au notat termenii liberi funcție de $x(i)$ și $y(i)$. După calcularea vectorului (V), se cunosc valorile corecțiilor δx_0, $\delta y_0 \ldots \delta\delta$, astfel că se fac înlocuirile :

$$x_0^1 = x_0^0 + \delta x_0 ;$$
$$y_0^1 = y_0^0 + \delta y_0 ; \quad (12)$$
$$\vdots$$
$$\delta^1 = \delta^0 + \delta\delta ,$$

după care se reiau calculele cu noile valori pentru necunoscute.

Se precizează că la dezvoltarea în serie Taylor s-au neglijat termenii derivatelor de ordin superior, considerîndu-se ca avînd valori mici, cu condiția ca valorile inițiale să fie apropiate de soluțiile sistemului.

În cazul patrulaterului din figura 1, elementele matricei (Z) se calculează din ecuația (6), obținîndu-se :

$$\frac{\partial f_i}{\partial x_0} = -2RG(x - x_0) + S[-2bL + 2P(x - x_0)] + 2bGU ;$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial y_0} = R[-2G(y - y_0) + 2bH] + 2PS(y - y_0) - 2bPU ;$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial x_2} = R[2eF \sin\delta + 2K(x - x_2)] + S[-2Q(x - x_2) + 2eF\cos\delta] - U[2eQ\sin\delta + 2eK\cos\delta] ;$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial y_2} + R[-2eF\cos\delta + 2K(y - y_2)] + S[-2Q(y - y_2) + 2eF\sin\delta] - U(-2eQ\cos\delta + 2eK\sin\delta) ;$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial a} = -2aGR + 2aPS ;$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial b} = R[2bG - 2H(y - y_0)] + S[2L(x - x_0) - 2bP] - U[2G(x - x_0) - 2P(y - y_0)] ;$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial e} = R\left(\frac{FG}{e} - 2eK\right) + S\left(2eQ - \frac{FP}{e}\right) - U\left(\frac{QG}{e} - \frac{KP}{e}\right) ;$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial d} = 2dKR - 2dSQ,$$

$$\frac{\partial f_i}{\partial \delta} = -RFP - SFG - U(-PQ - KG) ;$$

unde s-au făcut notațiile :

$$R = 2(FG - HK)\ ;\ S = 2(LQ - PF)\ ;$$

$$U = 2(QG - KP).$$

Cele 9 linii ale matricei (Z) se calculează cu aceste relații, modificîndu-se doar valorile lui $x(i)$ și $y(i)$, adică coordonatele punctelor impuse.

Elementele vectorului (W) se calculează cu expresia :

$$W(i) = -[(FG - HK)^2 + (QL - PF)^2 - (QG - KP)^2],$$

diferind de asemenea prin valorile lui $x(i)$ și $y(i)$.

Particularizări pentru trasarea dreptelor și arcelor de cerc

Ecuația (6) reprezintă ecuația curbei de bielă descrisă de punctul M al bielei mecanismului patrulater articulat.
După cum se știe din Teoria mecanismelor, această curbă este o sextică tricicică, avînd gradul 6 și depinzînd de 9 parametri independenți.

Dacă se cere ca această curbă să se suprapună parțial cu o dreaptă, rezultă că se pot impune cel mult 6 puncte pe curba de bielă comune cu ale acestei drepte, deoarece dreapta poate intersecta curba de bielă într-un număr maxim de puncte egal cu gradul curbei de bielă.

Similar, dacă se impune ca această curbă să se suprapună parțial cu un arc de cerc, rezultă că există 12 puncte comune, dar, întrucît 6 puncte sînt ciclice, rezultă 6 puncte reale.

Impunîndu-se 6 puncte pe curba de bielă pentru trasarea unor drepte sau arce de cerc, rezultă că sistemul (7) va avea 6 ecuații cu 6 necunoscute. Aceasta conduce la alegerea convenabilă a trei dintre cele 9 necunoscute și determinarea prin calcul a celorlalte 6 necunoscute. În acest caz ecuația matriceală (10) devine mai simplă, vectorii (V) și (W) avînd cîte 6 linii, iar matricea (Z) avînd 6 linii și 6 coloane.

Programul de calcul se poate ușor adapta pentru diferite variante de calcul, în sensul că se pot alege succesiv ca necunoscute, oricare 6 din cele 9 necunoscute ale vectorului (V) din ecuația (10).

Exemple de calcul și rezultate

Pentru a se găsi mecanisme ce trasează dreapta paralelă cu abscisa din figura 2, s-au adoptat următoarele valori convenabile pentru trei din cele 9 necunoscute : $x_2 = 100$; $y_2 = 30$; $\delta = 60$. Pentru necunoscutele de determinat s-au adoptat ca valori inițiale următoarele : $A = 40$; $B = 80$; $D = 50$; $E = 40$; $x_0 = 0$; $y_0 = 0$.

În tabelul 1 sînt indicate rezultatele ultimelor indicații, iar în figura 2 este reprezentat mecanismul cu dimensiunile determinate la iterația 22. Se constată că într-adevăr, un

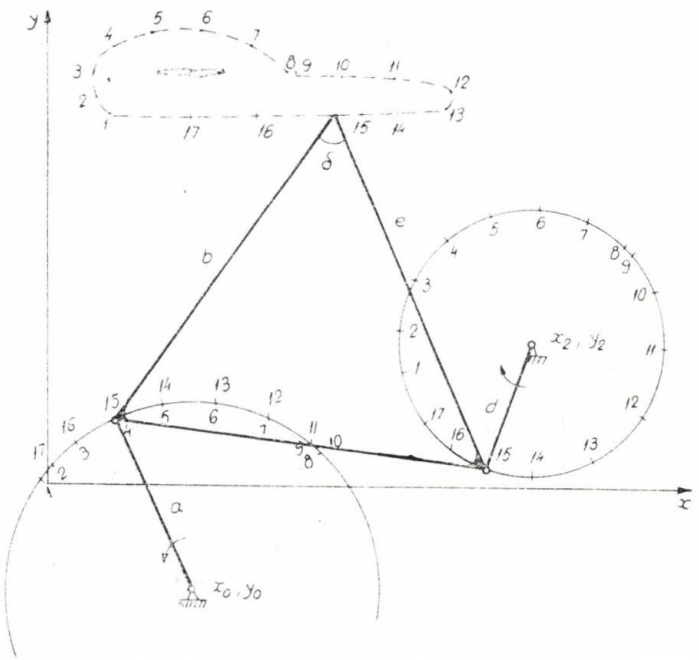


Fig. 2 Mecanism rectiliniar construit cu datele din tabelul 1.

Datele pentru mecanismul din figura 2

Tabelul 1

Iterația	A	B	D	E	X_0	Y_0	Eroarea
11	75,2	67,1	32,0	81,0	44,2	—41,5	0,5833419
12	62,9	69,1	31,8	80,3	39,6	—34,0	0,1731835
13	54,6	71,7	31,2	79,7	36,1	—29,7	0,0489891
14	48,7	73,7	30,4	79,2	33,4	—27,1	0,0133398
15	44,6	75,0	29,5	78,8	31,4	—25,3	0,0036058
16	41,9	75,6	28,8	78,5	30,2	—24,0	0,0009711
17	40,1	75,6	28,2	78,2	29,5	—23,0	0,0002520
18	39,0	75,5	27,8	78,1	29,1	—22,4	0,0000581
19	38,6	75,3	27,6	78,0	29,0	—22,1	0,0000109
20	38,6	75,3	27,6	78,0	29,0	—22,0	0,0000012
21	38,6	75,3	27,6	78,0	29,0	—22,0	0,0000000
22	38,6	75,3	27,6	78,0	29,0	—22,0	0,0000000

punct al bielei acestui mecanism trasează traiectoria impusă. Aceeași traiectorie este descrisă și de mecanismul din figura 3, rezultat pe baza calculelor din tabelul 2, unde s-au adoptat următoarele date inițiale: $A = 70$; $B = 60$; $D = 30$; $E = 80$; $x_0 = 30$; $y_0 = -20$; $x_2 = 90$; $y_2 = 20$; $\delta = 80$.

Datele pentru mecanismul din figura 3

Tabelul 2

Iterația	A	B	D	E	X_0	Y_0	Eroarea
2	29,7	36,2	32,0	71,8	21,0	18,0	0,3043016
3	9,0	54,2	26,9	55,8	10,2	32,3	0,0256598
4	16,4	75,6	13,6	68,8	—2,1	22,6	0,0103035
5	14,1	68,2	13,0	68,0	3,3	26,3	0,0002768
6	16,0	61,1	16,6	70,4	7,0	32,4	0,0001397
7	15,3	62,0	15,6	70,2	6,5	32,4	0,0001043
8	15,3	62,1	15,6	70,2	6,5	32,3	0,0000046
9	15,3	62,1	15,6	70,2	6,5	32,3	0,0000001
10	15,3	62,1	15,6	70,2	6,5	32,3	0,0000000

Datele pentru mecanismul din figura 4

Tabelul 3

Iterația	A	B	D	E	X_0	Y_0	Eroarea
2	28,2	28,0	63,0	45,5	12,3	21,7	0,0080317
3	26,3	24,9	67,8	29,8	13,2	23,5	0,0026009
4	24,4	20,9	74,2	21,3	14,2	27,2	0,0010236
5	22,1	17,3	77,8	15,8	14,7	30,1	0,0003295
6	19,6	14,3	79,9	12,2	15,1	32,4	0,0001070
7	17,3	12,0	81,2	9,6	15,6	34,1	0,0000352
8	15,2	10,3	82,0	7,9	16,1	35,4	0,0000116
9	13,6	9,0	82,5	6,7	16,6	36,3	0,0000038
10	12,4	8,1	82,7	6,0	16,8	36,6	0,0000012
11	11,9	7,9	82,8	5,9	16,9	36,5	0,0000003
12	12,2	8,6	82,9	6,5	17,4	36,5	0,0000000

Analog, pentru trasarea dreptei din figura 4 s-a obținut mecanismul din figura 4, pe baza datelor din tabelul 3, folosindu-se următoarele

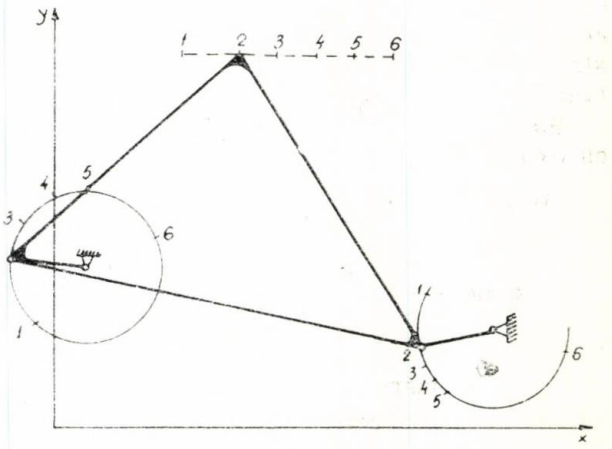


Fig. 3 Mecanism rectiliniar construit cu datele din tabelul 2.

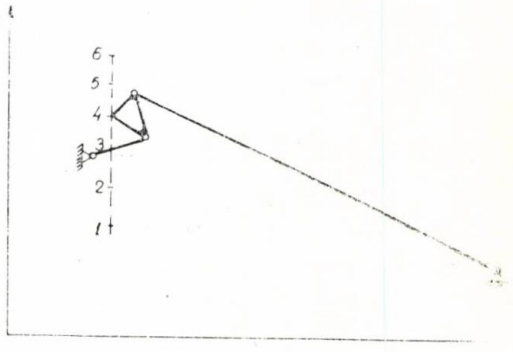


Fig. 4 Mecanism rectiliniar construit cu datele din tabelul 3.

date inițiale: $A = 30$; $B = 40$; $D = 50$; $E = 60$; $x_0 = 10$; $y_0 = 10$; $x_2 = 100$; $y_2 = 15$; $\delta = 80$.

Pentru trasarea arcului de cerc din figura 5 cu centrul în F, s-a găsit mecanismul indicat în figura 5, pe baza datelor din tabelul 4, folo-

Datele pentru mecanismul din figura 5

Tabelul 4

Iterația	Delta	D	X_0	Y_0	X_2	Y_0	Eroarea
1	57,8	15,9	32,6	25,0	23,1	—3,4	0,00024187
2	57,5	3,8	31,2	24,8	16,6	—4,1	0,00131371
3	57,2	—36,0	30,3	24,8	13,5	—4,8	0,00347675
4	57,0	14,6	29,6	35,1	—1,2	—10,7	0,00314878
5	57,1	8,2	32,4	31,8	20,7	—13,3	0,00198754

sindu-se ca date inițiale valorile: $A = 10$; $B = 30$; $D = 20,5$; $E = 70$; $x_0 = 33,9$; $y_0 = 28,7$; $x_2 = 27,2$; $y_2 = -2,8$; $\delta = 58,1$.

Din figura 5 se constată că pentru intervalul în care punctul E parcurge arcul de cerc, punctul F ca centru al acestui arc este fix, deci

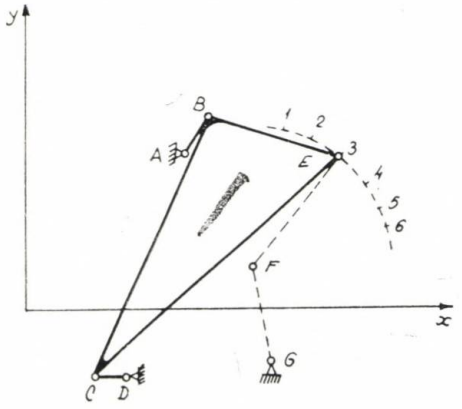


Fig. 5 Mecanism cu oprire, construit cu datele din tabelul 4.

elementul FG al diadei suplimentare EFG, staționează. S-a obținut astfel un mecanism cu oprirea elementului final condus într-un interval al ciclului.

Observații și concluzii

Metoda prezentată permite găsirea unui mare număr de mecanisme patrulatere pentru trasarea dreptelor și arcelor de cerc. Pentru fiecare problemă pusă se pot găsi mai multe soluții cu precizii diferite.

Se precizează că, prin folosirea metodei Roberts-Cebîșev, se mai pot construi pentru fiecare mecanism calculat, încă două mecanisme ce trasează aceeași traiectorie.

Alegerea valorilor inițiale pentru necunoscute are o mare importanță în ceea ce privește volumul de calcul. Se recomandă a se alege dimensiuni de ordinul de mărime al coordonatelor punctelor de pe curba respectivă pentru a se îmbunătăți convergența sistemului.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Kovacs, F., Perju, D., Savii, G.:* Metode noi în sinteza mecanismelor, Editura Facla,. 1976.

[2] *Dancea, I.:* Programarea calculatoarelor numerice pentru rezolvarea problemelor cu caracter tehnic și de cercetare științifică, Editura Dacia, Cluj, 1973.

[3] *Popescu, I.:* Analytic methods for synthesis of four — bar linkage for realisation of some imposed rod curves. SYROM'77. Vol. I—3 paper 46, pp. 543—552.

CZ : 681.11

Cercetări asupra unui mecanism de orologerie cu cuarț, pentru scopuri industriale

Ing. Gheorghe **HUIAN**, ing. Margareta **OPREA** — I.C.P.M.F.S. București

Introducere

O tendință generală, în prezent, în construcția ceasurilor industriale o constituie folosirea unei baze de timp electronice cu cuarț și a unui mecanism de antrenare cu motor pas cu pas. În construcția mecanismelor de orologerie, se evidențiază mecanismele de ceas, ce pot realiza la ieșire un cuplu suficient de mare pentru a putea antrena alte mecanisme (mecanisme de înregistrare, totalizatoare, programatoare etc.). Mecanismul de ceas cu cuarț și motor pas cu pas s-a impus categoric în defavoarea altor tipuri de ceasuri electrice (balansier-motor sau diapazon) și tind să înlocuiască în cea mai mare parte ceasurile mecanice.

Avantajele mecanismelor de ceas cu cuarț sînt :

- — precizie foarte bună (sub 5 secunde/zi) ;
- — construcție simplă ;
- — posibilitatea de a obține la ieșire un cuplu mare în condiții de gabarit redus ;
- — consum de energie minim pentru o anumită sarcină (randament bun) ;
- — posibilitatea de a lucra în regimuri grele de vibrații ;
- — domeniul temperaturii de lucru — mare.

Din datele pe care le cunoaștem, firmele de profil din țările dezvoltate industrial au trecut complet pe acest sistem, sau l-au adoptat în paralel cu producția de regulatoare de timp mecanice și mecanisme de ceas electrice cu cuarț. Dezvoltarea și adoptarea unui asemenea mecanism a fost facilitată de punerea la punct a tehnologiilor de fabricare a circuitelor integrate.

Cuarțul adoptat inițial ca oscilator în construcția ceasurilor de masă și a ceasurilor de mînă s-a extins rapid și la mecanismele de ceas pentru utilizare industrială. Se preconizează ca în viitor acest sistem să înlocuiască toate tipurile de ceas electrice.

Ceasurile electronice vor înlocui ceasurile mecanice și acolo unde nu există surse de curent electric, prin conectarea lor la baterii sau acumulatori, soluție posibilă datorită consumului redus al acestor ceasuri.

În prezent, studiem posibilitatea realizării unei baze de timp electronice pentru scopuri industriale. În perspectiva dezvoltării industriei de orologerie asimilarea acestei baze de

timp este necesară și pentru a asigura o construcție unitară tipizată a diferitelor tipuri de mecanisme de orologerie.

Descriere constructivă

Din punct de vedere funcțional, mecanismele de acționare electronice cu cuarț și motor pas cu pas, cuprind următoarele blocuri conform figurii 1.

Mecanismul folosește ca bază de timp un oscilator cu cuarț. Oscilatorul este format dintr-un corp perfect elastic (cristalul de cuarț)

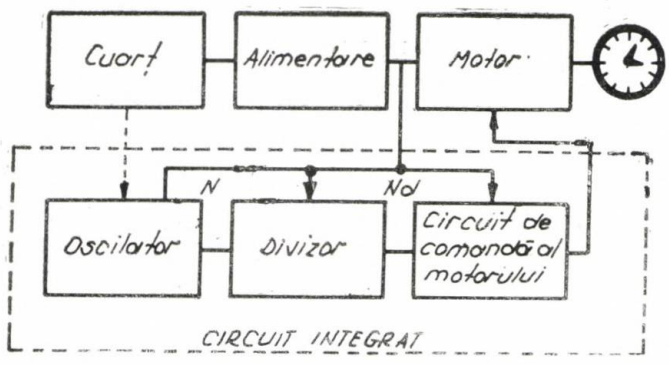


Fig. 1 Schema bloc a unui mecanism de ceas electronic cu cuarț și motor pas cu pas.

care poate vibra într-o capsulă etanșă și un circuit de întreținere a oscilațiilor. Frecvența de oscilație a rezonatorului cu cuarț este deobicei cuprinsă în limitele 32 kHz și 4 MHz ; pentru mecanismele de utilizare industrială se recomandă frecvența de 4 MHz.

Cristalele de această frecvență au avantajul unei foarte bune stabilități în raport cu temperatura, fapt ce se datorește unei caracteristici în formă de S a dependenței deviației de frecvență — temperatură (fig. 2). Variația

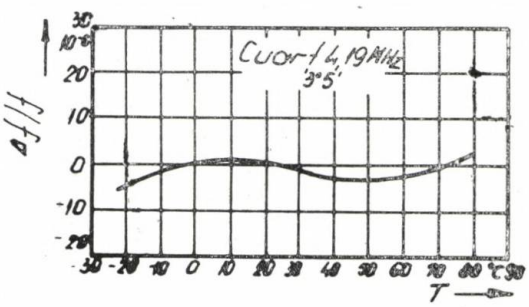


Fig. 2 Dependența variației de frecvență cu variația temperaturii la un cristal de cuarț de frecvență 4,19 MHz, tăietura AT.

mersului zilnic, datorată variației de temperatură în domeniul $+20°C \ldots +30°C$, este de 0,1 sec/zi. De asemenea, tehnologia de obținere a rezonatoarelor cu cuarț de 4 MHz este mai simplă decît cea a rezonatoarelor ultraminiaturizate pentru ceasurile de mînă și în consecință prețurile acestora sînt mai reduse. Pentru ceasurile obișnuite, precizia generatorului cu cuarț trebuie să fie 4×10^{-7} adică 1 sec/lună.

Semnalul de frecvență N furnizat de oscilator este redus la o frecvență N_d necesară pentru comanda motorului pas cu pas (deobicei 1 Hz) cu ajutorul unui divizor electronic de frecvență.

Raportul de divizare $\frac{N}{N_d}$ este cu atît mai mare cu cît frecvența de oscilație a cristalului de cuarț este mai ridicată. Divizarea se realizează cu ajutorul unor circuite bistabile ce efectuează o împărțire prin 2, divizarea totală efectuată fiind 2^n. Pentru cuarțul de 4,194304 MHz divizarea este de ordinul 2^{22}, 2^{23}.

Semnalul rezultat după divizare trebuie amplificat și format pentru a acționa convenabil (cu consum de energie minim) micromotorul pas cu pas. Din punct de vedere constructiv oscilatorul, divizorul de frecvență și circuitul de formare al impulsurilor sînt cuprinse într-un circuit integrat. Impulsul format acționează un motor pas cu pas care realizează la ieșire o turație și un cuplu convenabil pentru utilizările propuse.

Ca motor pas cu pas (modele mai recente) se utilizează un motor sincron ce funcționează în regim de motor pas cu pas. În situațiile în care se dorește o turație mai mică decît cea realizată la ieșirea motorului pas cu pas, sistemul este prevăzut cu un lanț demultiplicator.

Alegerea tipului constructiv

Mecanismul de orologerie ca ansamblu reunește funcțiunile celor două module funcționale principiale din figura 1, micromotorul și circuitul integrat.

Micromotorul poate fi realizat sub formă de motor pas cu pas sau motor sincron utilizat în regim de motor pas cu pas.

Motoarele pas cu pas au un domeniu specializat de aplicabilitate, fiind preferabilă asimilarea fabricației motoarelor sincrone cu un domeniu de utilizare mai larg.

Motoarele pas cu pas admit în funcție de tip și destinație, o tensiune de comandă sub formă de impulsuri unipolare sau bipolare.

Varianta constructivă cu motor pas cu pas formînd obiectul cercetărilor noastre necesită o tensiune de comandă de forma reprezentată în figura 5.

Motoarele sincrone necesită principial o tensiune de comandă sub formă de impulsuri bipolare.

Circuitele integrate de orologerie furnizează la ieșire o tensiune dreptunghiulară unipolară sau bipolară în funcție de schema eta-

jului de ieșire incorporat, în push-pull sau în punte de tranzistoare (cu dublare de tensiune).

Domeniul de aplicabilitate al circuitelor de tip unipolar este mai larg, deoarece permit atît comanda micromotoarelor de tip unipolar

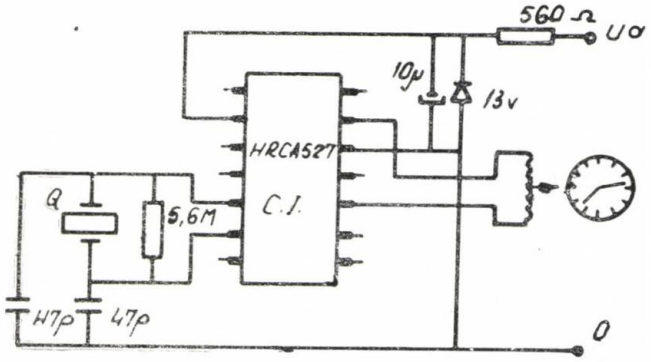


Fig. 3 Schema electrică a variantei constructive cu motor pas cu pas.

conectate direct (în curent continuu) între ieșire și una din bornele de alimentare, cît și comanda motoarelor de tip bipolar, conform schemei din figura 4.

În condițiile menționate mai sus, criteriul utilizării multiple a părților componente impune varianta principială constituită din circuit integrat de tip unipolar și micromotor sincron.

O a doua problemă o constituie operarea unei selecții în larga varietate tipodimensională de micromotoare și circuite integrate în vederea optimizării funcționării lor ca ansamblu în condițiile date. Primul criteriu este tensiunea de alimentare, în cazul de față 12 ... 24 V iar al doilea este criteriul energetic.

Se impun de asemenea restricții de gabarit.

Referitor la schema din figura 4 condensatoarele egale C formează împreună cu tranzistoarele etajului final al circuitului integrat o punte cu dublarea tensiunii, în a cărei diagonală este plasat motorul. Tensiunea de comandă are forma din figura 6.

Impulsurile dreptunghiulare furnizate de circuitul integrat unipolar, produc datorită efectului de încărcare și descărcare a condensatoarelor impulsuri exponențiale bipolare de forma :

$$u(t) = U_0 e^{-\frac{t}{\tau}} \tag{1}$$

în care :

U_0 — este amplitudinea tensiunii dreptunghiulare aproximativ egală cu tensiunea de alimentare.

$$\tau = 2R_{\mu m}C \tag{2}$$

este constanta de timp a circuitului echivalent în care cele două condensatoare intervin în paralel.

$R_{\mu m}$ — este rezistența înfășurării micromotorului.

Efectul energetic al acestor impulsuri este pus în evidență de valoarea eficace a tensiunii de comandă U_{ef}.

Puterea electrică aplicată micromotorului este :

$$P_{\mu m} \frac{U_{ef}^2}{R_{\mu m}} \tag{3}$$

Tensiunea eficace are expresia :

$$U_{ef}^2 = \frac{1}{T}\int_0^T u^2(t)dt = \frac{2}{T}\int_0^{\frac{T}{2}} u^2(t)dt \tag{4}$$

în care T este perioada de repetiție a semnalului (2 secunde).

Introducînd sub integrală expresia (1) a tensiunii $u(t)$ se obține :

$$U_{ef}^2 = \frac{2U_0^2}{T}\int_0^{\frac{T}{2}} e^{-\frac{2t}{\tau}} dt \tag{5}$$

ceea ce conduce la :

$$\left(\frac{U_{ef}}{U_0}\right)^2 = \frac{\tau}{T}\left(1 - e^{-\frac{T}{\tau}}\right) \tag{6}$$

Constanta de timp (2) este dictată de considerentele de gabarit care nu permit alegerea unor condensatoare electrolitice C mai mari de 100 μF în cadrul producției curente și de restricția impusă rezistenței micromotorului de a fi mai mare decît o valoare specificată pentru care nu se depășește curentul maxim admisibil de sarcină al circuitului integrat.

În aceste condiții domeniul variabilei :

$$x = \frac{\tau}{T} \tag{7}$$

poate fi delimitat pe caracteristica

$$\left(\frac{U_{ef}}{U_0}\right)^2 = f(x) = x\left(1 - e^{-\frac{1}{x}}\right) \tag{8}$$

ceea ce permite definirea micromotorului prin parametrii săi U_{ef} și $R_{\mu m}$, precum și calculul puterii absorbite de micromotor cu relația (3).

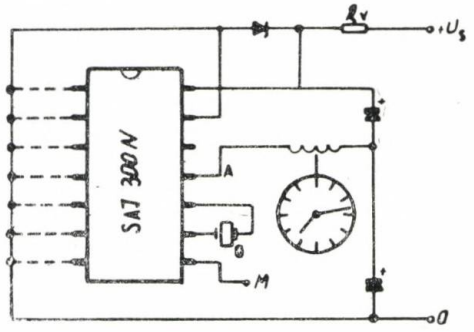


Fig. 4 Schema electrică a variantei constructive cu motor sincron.

Referitor la această relație, putem exprima puterea în funcție de noua varabilă x, proporțională cu rezistența micromotorului :

$$P_{\mu m} = \frac{U_0^2 C}{T}\left(1 - e^{-\frac{1}{x}}\right) = P_{\mu m_0}\left(1 - e^{-\frac{1}{x}}\right) \quad (9)$$

Neglijînd constanta și derivînd expresia de mai sus în raport cu x se obține :

$$E = -\frac{1}{x^3} e^{-\frac{1}{x}} < 0 \quad (10)$$

ceea ce indică o putere monoton descrescătoare cu variabila x și în ultimă instanță cu rezistența micromotorului.

În tabelul de mai jos sînt expuse variațiile tensiunii eficace și ale puterii pentru un circuit a cărei tensiune de alimentare este 12 V.

Primele 4 coloane ale tabelului reprezintă mărimi normate care pot fi utilizate și în alte cazuri particulare, (tabel nr. 1).

Tabelul 1

x	$\frac{P_{\mu m}}{P_{\mu m_0}}$	$\left(\frac{U_{ef}}{U_0}\right)^2$	$\frac{U_{ef}}{U_0}$	$U_{ef(v)}$	$P_{\mu m(mW)}$
0,01	1	0,01	0,1	1,2	14,4
0,015	1	0,015	0,122	1,464	14,4
0,02	1	0,02	0,141	1,692	14,4
0,025	1	0,025	0,158	1,896	14,4
0,03	1	0,03	0,173	2,076	14,4
0,04	1	0,04	0,2	2,4	14,4
0,05	1	0,05	0,224	2,688	14,4
0,1	1	0,1	0,316	3,792	14,4
0,2	0,993	0,199	0,446	5,352	14,3
0,3	0,964	0,289	0,538	6,456	13,88

Din tabelul prezentat se observă versatilitatea pe care o oferă varianta principială adoptată, în privința posibilității de a cupla o gamă foarte largă de circuite integrate și micromotoare.

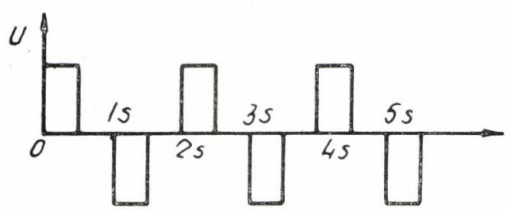


Fig. 5 Tensiunea aplicată micromotorului pas cu pas.

În condițiile unui randament electromecanic echivalent se pot alege diferite variante de micromotor (definit prin U_{ef} și $P_{\mu m}$) compatibile cu diferite variante de circuit integrat (definite la ieșire prin U_0 și $R_{\mu m_{min}}$) cu condiția ca variabila x a ansamblului să aparțină domeniului 0 . . . 0,3 în care puterea electrică aplicată motorului este practic constantă.

Variind constanta τ a circuitului din figura 4 prin varierea condensatoarelor în limitele

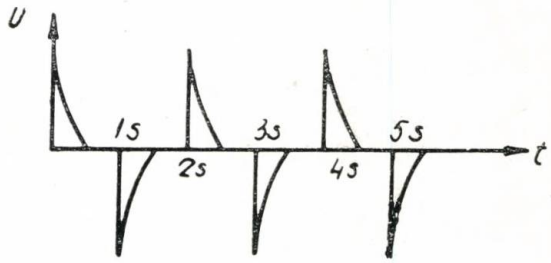


Fig. 6 Tensiunea la bornele micromotorului sincron.

10 . . . 1000 μF s-a obținut o modificare a puterii absorbite în proporție de aprox. 37 %.

Modelul experimental realizat în cadrul institutului nostru utilizează un rezonator de cuarț de frecvența 4,194812 MHz fabricat la Institutul de fizică și tehnologia materialelor.

După anul 1980 odată cu asimilarea tehnologiei MOS-complementar de fabricare a circuitelor integrate vor fi produse în țară și circuite integrate destinate mecanismelor de orologerie.

Domenii de utilizare

Mecanismul de acționare pentru ceasuri electrice se poate utiliza ca bază de timp în construcția majorității mecanismelor de orologerie industrială. În programul de perspectivă se are în vedere folosirea acestei baze de timp în următoarele mecanisme : vitezografe și ceasuri de bord pentru autocamioane, mecanismele de antrenare a diagramei din componența unor aparate înregistratoare, contoare orare, ceasuri programatoare, ceasuri de masă și de perete.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Pelka, H.* : Vom Flip-Flop zum Quartzuhr, Ed. Franzis-Verlag München, 1976.

[2] *Krug, G.* : Electrische Uhren, Ed. Verlag Technik Berlin, 1975.

[3] *Glaser, G.* : Handbuch der Chronometrie und Uhrentechnik, Stuttgard, 1974.

CZ : 621.941.23

Cu privire la tehnologia de execuție a pinioanelor de module mici pe strunguri automate

Ing. Dumitru **DAMCALESCU**, ing. Stelian **POPESCU**, — I.M.F. — București
Cerc. științific ing. Gh. **GHEORGHE** — I.C.P.M.F.S. — București

Generalități

Pentru a putea fi posibilă operația de danturare pe un strung automat de strunjit longitudinal se montează pe semibalansierul din partea frontală a batiului (fig. 1) dispozitivul de danturat. Strungurile produse de firma Ströhm S 75 Z ≡ S 105 Z și S 125 Z sînt echipate cu astfel de dispozitive, care permit danturarea pinioanelor cu freză melc. Caracteristicile principale ale dispozitivului sînt :

a — diametrul maxim de danturat este de 7,5 ; 10,5 ; 12,5 în funcție de tipul mașinii ;
b — modul maxim $m = 0{,}75$ mm ;
c — numărul de dinți maxim ce se poate tăia $z = 40$ dinți ;
d — diametrul frezei melc este de 12, 14 și 16 mm.

Pe axul cu came, după cama păpușii se află un tambur cu came care comandă pornirea și oprirea axului principal, pornirea și oprirea axului port-freză și inversarea sensului de rotație al axului principal.

Freza 7 este deplasată orizontal sub piesa de prelucrat de pistonul 10 care primește un impuls de pe tamburul cu came. Avansul vertical de apropiere și apoi pătrundere a frezei în material se obține prin intermediul camei

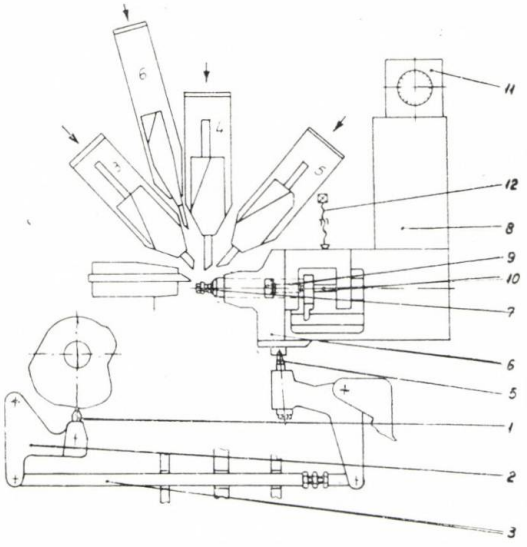


Fig. 1 Schema dispozitivului de danturat pe un strung automat.

C_f tachetul 1, pîrghiile 2, 3, 4, tachetul 5 pînă la carcasa 6 a axului portfreză (fig. 1). Avansul vertical al dispozitivului este limitat prin șurubul micrometric 12, iar deplasarea orizontală a frezei pentru obținerea corectă a danturii de șurubul micrometric 9.

Pentru obținerea unui efect corect de rulare la danturare, motorul hidraulic antrenează arborele principal, sincronizat cu rotirea axului portfreză, (fig. 2). Axul principal este decuplat de la transmisia generală prin

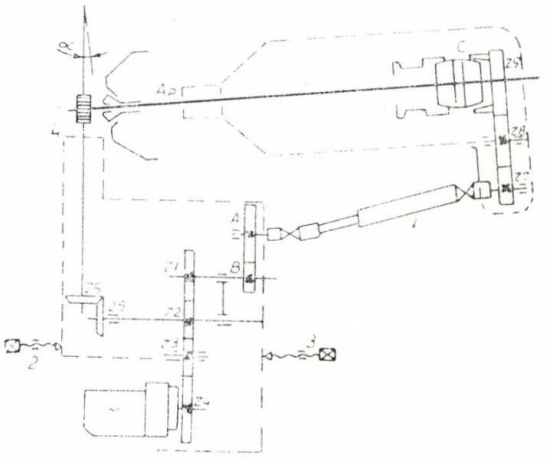


Fig. 2 Schema cinematică a dispozitivului de danturat.

intermediul cuplajului C și se cuplează cu angrenajul de acționare a axului telescopic 1. Mișcarea de rotație a axului portfreză se obține astfel :

$$M - Z_4/z_3 - Z_3/z_2 - Z_5/z_6 \longrightarrow - \text{axul portfreză}$$
$$Z_2/z_1 \longrightarrow - B/A - \text{axul } 1 - Z_7/z_8 - Z_8/z_9 - \text{axul principal}$$

Dispozitivul de danturat se poziționează sub unghiul X, care este unghiul înclinării alicei frezei 4, prin intermediul șuruburilor limitatoare 2 și 3. Pentru aceasta se utilizează un comparator special în care unghiul se poate citi direct.

Procesul de danturare

Operațiile procesului de danturare sînt următoarele :

1 — Strunjirea primei jumătăți a piesei corespunzător formei prescrise, urmată de strunjirea prin pătrundere a părții din spate a piesei pînă la un diametru mai mic decît diametrul interior al danturii (fig. 3).

2 — Oprirea axului principal urmată de antrenarea sincronizată a axului portfreză și a axului principal. Simultan cu pornirea motorului hidraulic, axul

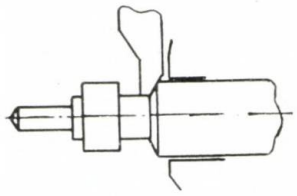


Fig. 3 Strunjirea prin pătrundere a părții din spate a piesei.

portfreză se deplasează hidraulic în poziția de lucru. Sensul de rotație a axului principal la danturare este invers celui de la strunjire. Urmează apropierea axului portfreză comandat de camă și apoi pătrunderea

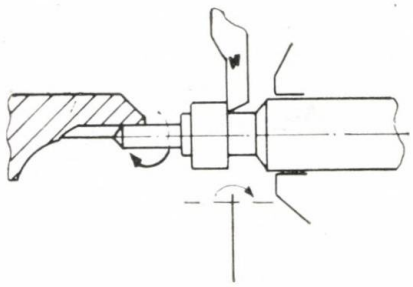


Fig. 4 Apropierea și pătrunderea frezei în piesă.

frezei în piesă la adîncimea corespunzătoare înălțimii dintelui (fig. 4). Odată cu pătrunderea frezei pătrunde și cuțitul VI pentru debavurare.

3 — Danturarea prin rulare, deplasînd păpușa înainte în cazul frezării în contrasens și retrăgînd pă-

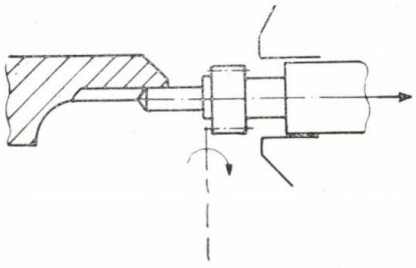


Fig. 5 Frezarea în sensul rulării.

pușa în cazul frezării în sensul rulării. În figura 5 este reprezentată frezarea în sensul rulării.

4 — Retragerea frezei.

5 — Recuplarea motorului hidraulic și cuplarea axului principal.

Cursa pe camă pentru întreaga mișcare verticală a frezei se compune din următoarele :

a — apropierea frezei pînă la o distanță de 0,05—0,15 mm de piesă, care reprezintă valoarea cursei de apropiere ;

b — cursa de frezare ;

c — cursă suplimentară pentru crearea supraapăsării de circa 0,05—0,15 mm. Această cursă este necesară pentru obținerea diametrului interior al danturii.

Calculul rotațiilor productive la danturare

La procesul de danturare se calculează rotațiile productive Z_1 corespunzătoare cursei de pătrundere a frezei în material și rotațiile productive Z_2 pentru danturarea pe toată lungimea prescrisă în desenul de execuție a piesei.

$$Z_1 = \frac{L_1}{S_1} \cdot \frac{n_{ap}}{n'_{ap}}$$

$$Z_2 = \frac{L_2}{S_2} \cdot \frac{n_{ap}}{n'_{ap}}$$

în care :

L_1 = cursa de lucru la pătrundere ;

n_{ap} = turația axului principal ;

n'_{ap} = turația axului principal în timpul danturării ;

S_2 = avansul longitudinal la frezare.

Turația axului principal la danturare se calculează cu relația :

$$n'_{ap} = \frac{nf}{z}$$

în care :

n_f — turația frezei ;

Z — numărul de dinți al piesei.

Turația frezei se calculează după ce a fost aleasă viteza de așchiere din tabelul 1.

Viteze de așchiere la frezare în *m*/min.

Tabelul 1

Material		9SM$_n$ Pb28K	Aut. 12	Am. 60 t.
Scula	Sandwik			
Widia	90—110	100—150	100—125	150—180
Oțel rapid	35—55	40—60	40—55	70—80

Avansuri de așchiere la frezare

Tabelul 2

Material		9SM$_n$ Pb28k	Aut. 12	Am. 60 t
Diametru	Sandwik			
1 — 3	0,015—0,025	0,018—0,028	0,015—0,025	0,25 —0,04
3 — 5	0,02 —0,03	0,028—0,035	0,018—0,03	0,035—0,05
5 — 8	0,025—0,035	0,03 —0,04	0,025—0,03	0,045—0,05
8 — 12	0,03 —0,04	0,035—0,045	0,03 —0,045	0,05 —0,07

Avansul de pătrundere la danturare se alege din tabelul 2 în funcție de material și diametrul de danturat.

Avansul de danturarea longitudinală este $S_2 = (1{,}5 - 2)\ S_1$. Diametrul de strunjire înainte de danturare pentru pinioanele de ceasornicărie este :

$$d_1 = d_e + (0{,}02 \ldots 0{,}5)\ \text{mm}$$

în care :

d_1 — diametrul de strunjire ;
d_e — diametrul exterior al danturii ;
(0,02 ... 0,05) — adaos de prelucrare.

Exemplu

Să se calculeze rotațiile productive pentru danturarea unui pinion cu $d_e = 3{,}06^{-0{,}002}_{-0{,}01}$ și înălțimea dintelui $L = 0{,}405$ mm. Lungimea de danturare $L_2 - 1{,}37$ mm, numărul de dinți $Z = 15$. Pinionul se execută din oțel de pinioane Sandwik. Turația la strunjire este de 2.800 rot/min.

$$L_1 = 0{,}145 + h + 0{,}05 = 0{,}145 + 0{,}405 + 0{,}05 = 0{,}6\ \text{mm}$$

în care :

— 0,145 este valoarea cursei de apropiere ;
— 0,05 este valoarea supra-apăsării.

$$L_2 = 1{,}37 + 0{,}065 + 0{,}065 = 1{,}5\ \text{mm}$$

Lungimea de danturare longitudinală se mărește pe fiecare parte cu cîte 0,065 mm pentru siguranță.

Pentru freza din oțel rapid alegem din tabelul 1, $v = 50$ m/min.

Turația de frezare, dacă diametrul frezei este $d_f = 12$ mm., se calculează cu relația :

$$n_f = \frac{1000\ V}{\pi df} = \frac{1000 \cdot 50}{3{,}14 \cdot 12} = 1350 \text{ rotații}$$

Alegem din tabelul 2 : $S_1 = 0{,}018$ mm/rot.

$S_2 = (1{,}5 \ldots 2)\ S_1 = 0.035$ mm/rot.

$$Z_1 = \frac{L}{S_1} \cdot \frac{\frac{h_{ap}}{nf}}{Z} = \frac{0{,}6}{0{,}018} \cdot \frac{\frac{2800}{1350}}{15} = 1110 \text{ rotații}$$

$$Z_2 = \frac{L_2}{S_2} \cdot \frac{\frac{L_{ap}}{nf}}{Z} = \frac{1{,}5}{0{,}035} \cdot \frac{\frac{2800}{1350}}{15} = 1334 \text{ rotații}$$

Exemplu

Să se calculeze și să se proiecteze camele pentru executarea pinionului din figura 6 din oțel Sandwik pe strungul automat de strunjit longitudinal S 125 Z. Elementele de execuție ale pinionului sînt date în tabelul 3.

Tabelul nr. 3

1	Numărul de dinți		Z	16
2	Modulul		m	0,1
3	Cremaliera de referință		$\alpha_{on} - f_{onw}$	20°
4	Deplasarea specifică frontală a profilului		$\frac{\varphi}{\gamma_F}$	-
5	Clasa de precizie		-	-
6	Diametrul de divizare		Dd	1,6
7	Înălțimea dintelui		h	0,225
8	Lungimea normală peste trei dinți		L_{n3}	-
9	Roata conjugată	Nr. desen	-	-
10		Nr. de dinți	Z	15
11		Deplasarea specifică frontală	-	-
12	Distanța dintre axe		A	-
13	Diametrul exterior		de	$1{,}8^{-0{,}035}_{-0{,}008}$
14	Toleranța bătăii radiale		Tbr	0,005

Studiul desenului și alegerea mașinii. Piesa din figura 6 poate fi prelucrată complet pe un strung automat cu cap de danturat tip S 125 Z. Pentru obținerea preciziei prescrise diametrul barei trebuie să fie în clasa de precizie h_5, iar abaterea de la ovalitate de maximum 0,005 mm.

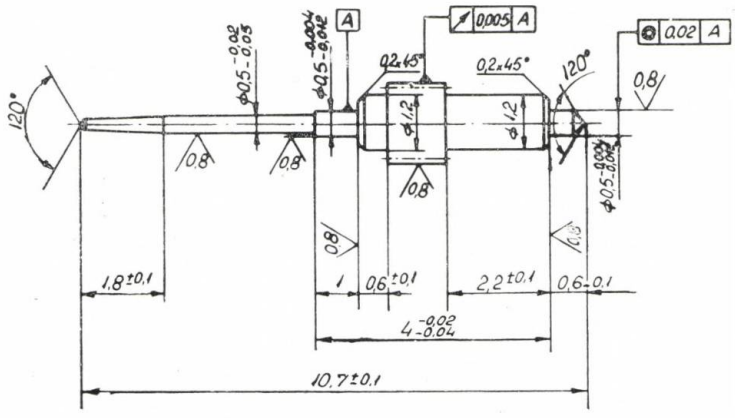


Fig. 6 Desen de execuție pentru pinionul care se danturează pe strungul automat.

Stabilirea sensului de prelucrare. Prelucrarea va începe cu executarea părții conice pentru că avem mai multe trepte de diametre, iar în partea din spate mai puține trepte. Sensul de prelucrare este cel indicat de săgeata din figura 7.

Repartizarea sculelor de operații. Repartizarea sculelor este reprezentată în figura 7. Cuțitul 2, va executa toată partea din față a

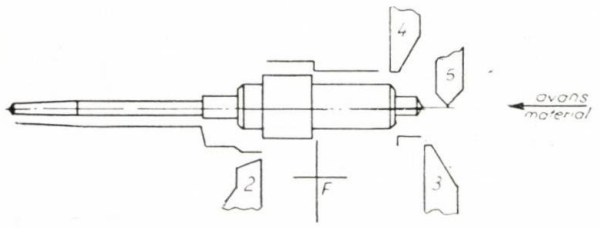


Fig. 7 Stabilirea sensului de prelucrare al pinionului din figura 6.

piesei, cuțitul 4 va executa diametrul pentru danturare și diametrul de ∅ 1,2, după care urmează frezarea cu freza *F*, cu cuțitul 3, va executa diametrul de ∅ 0,5, iar cuțitul 5, va executa retezarea prin profilarea ambelor capete ale piesei. Geometria sculelor este reprezentată pentru cuțitul 2, în figura 8, cuțitele 3 și 4 în figura 9 și cuțitul 5, în figura 10.

Poziționarea sculelor. Cuțitele se poziționează astfel : cuțitul 2, s-a poziționat față de

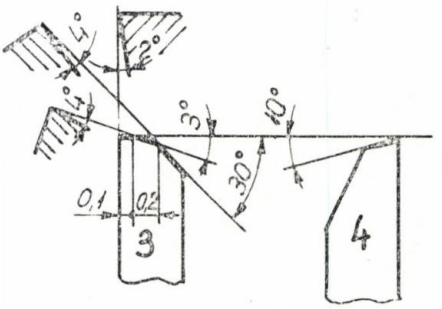


Fig. 9

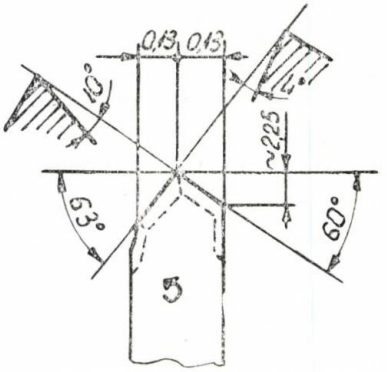


Fig. 8, 9, 10 Geometria sculelor 2, 3, 4, 5.

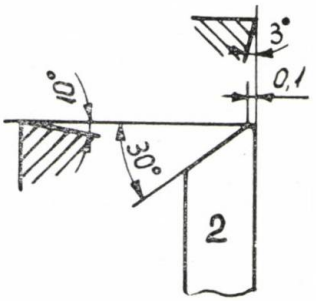


Fig 8

cuțitul 5, pentru ca la intrare la strunjirea părții din față să nu atingă materialul. Cuțitul 4, s-a poziționat față de cuțitul 2, astfel ca după retragerea cuțitului 2, cuțitul 4 să nu atingă umărul lăsat de cuțitul 2 și așa mai departe.

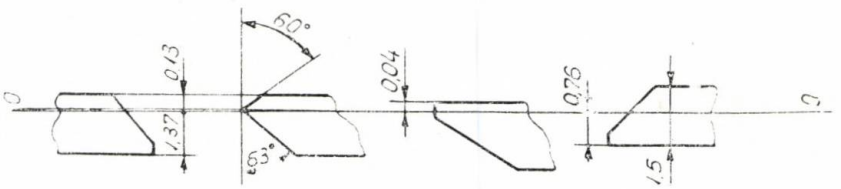


Fig. 11 Poziționarea sculelor.

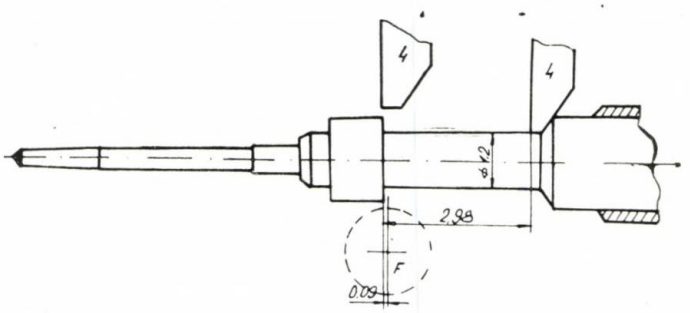


Fig. 12 Prelucrarea cu cuțitul 4 a părții din spate.

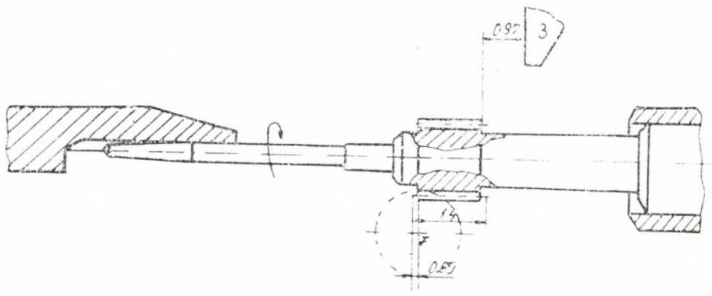


Fig. 13 Executarea danturii cu ajutorul frezei melc.

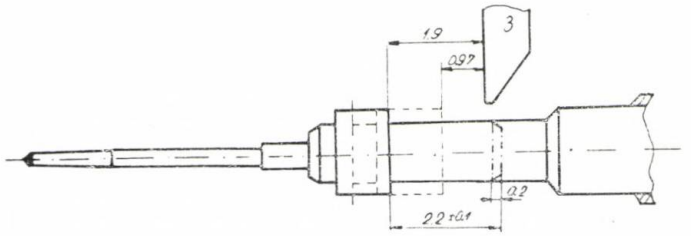


Fig. 14 Retragerea păpușii și prelucrarea în continuare a părții din spate.

Calculul vitezei de așchiere și a turației. Viteza de așchiere la strunjire se alege din tabele pentru oțel Sandwik, $v = 35$ m/min.

$$n = \frac{1000\,V}{\pi d} = \frac{1000 \cdot 35}{3{,}14 \cdot 3} = 3761 \text{ rotații/min}$$

Din cartea mașinii alegem turația 3·550 rot/min. Recalculăm viteza de așchiere:

$$V = \frac{\pi d_n}{1000} = \frac{3{,}14 \cdot 3 \cdot 3550}{1000} = 33 \cdot 43 \text{ m/min}$$

Viteza de așchiere la frezare $v_f = 40$/m/min, pentru freze din oțel rapid, s-a ales din tabelul 1.

$$n_f = \frac{1000 \cdot 40}{3{,}14 \cdot 12} = 1061 \text{ rot/min.}$$

Se alege $n = 1.040$ rot/min. Turația axului principal la danturare este:

$$n'_{aP} = \frac{nf}{zf} = \frac{1040}{16} = 65 \text{ rot/min}$$

Stabilirea succesiunii operațiilor

1 — desfacerea bucșei;
2 — retragerea păpușii;
3 — strîngerea bucșei;
4 — retragerea cuțitului C_5;
5 — intrarea cuțitului C_2;
6 — p a u z ă;
7 — avans păpușă } strunjire conică;
8 — retragere C_2 }
9 — strunjire longitudinală la ∅ 0,472;
10 — p a u z ă;
11 — retragere C_2 la ∅ 0,56;
12 — strunjire de degroșare la ∅ 0,56;
13 — p a u z ă;
14 — retragere C_2;
15 — retragerea păpușii;
16 — intrare C_2;
17 — strunjire de finisare la ∅ 0,492;
18 — p a u z ă;
19 — retragere C_2;
20 — avans păpușă } executarea șanfrenului
21 — retragere C_2 } 0,2 x 45°;
22 — strunjire longitudinală la ∅ 1,2;
23 — p a u z ă;
24 — ieșire C_2;
25 — intrare C_4;
26 — strunjire longitudinală la ∅ 1,84;
27 — avans C_4 la ∅ 1,2;
28 — p a u z ă;
29 — avans păpușă;
30 — ieșire C_4;
31 — oprirea axului principal și pornirea axului port freză;
32 — intrare freză;
33 — intrare C_6;
34 — avans radial freză;
35 — avans C_6;
36 — frezare prin retragerea păpușii;
37 — ieșire freză;
38 — oprirea axului port-freză și pornirea axului principal;
39 — avans păpușă rapid;
40 — intrare C_3;
41 — avans C_3;
42 — avans păpușă } executarea șanfrenului
43 — avans C_3 la ∅ 0,492; } 0,2 x 45°;
44 — p a u z ă;
45 — avans păpușă;
46 — ieșire C_3;
47 — retragere păpușă;

48 — intrare C_5 ;
49 — avans C_5 } avans combinat ;
50 — avans păpușă }
51 — p a u z ă.

Figura 15 indică repartizarea sculelor pe operații și suprafețe de prelucrat la un pinion cu modulul $m = 0{,}1$ mm.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Botez, E.:* Cinematica mașinilor unelte Editura tehnică, București, 1961.

[2] *Saumean, G. A.:* Mașini automate. Traducere din limba rusă, Editura tehnică, 1957.

[3] * * *: Cărțile mașinii Ströhm 125 Z.

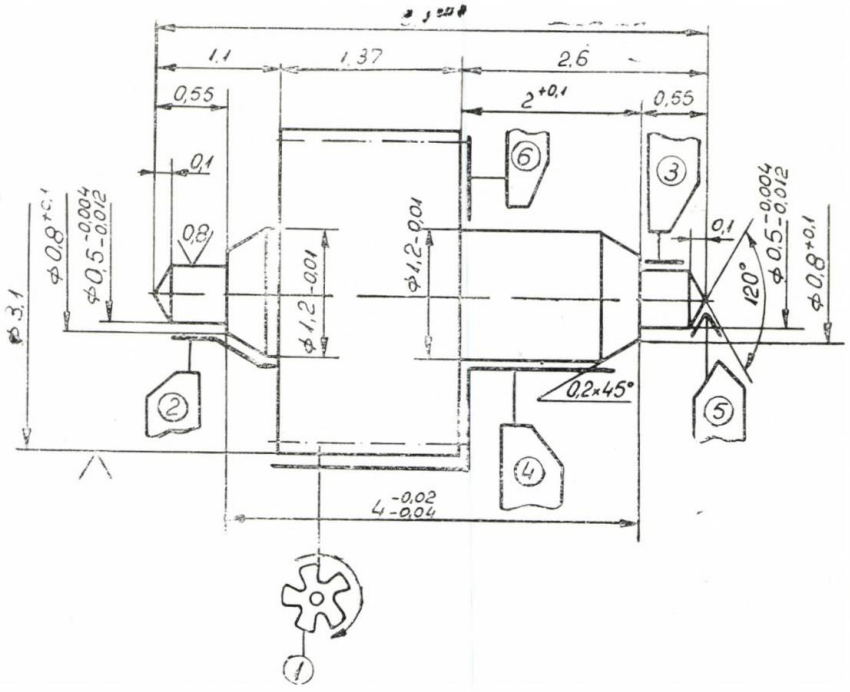


Fig. 15 Repartizarea sculelor la prelucrarea unui pinion cu $m = 0{,}1$ mm.

CZ : 621 : 621.9.01

Dispozitivul în conceptul de sistem operațional tehnologic din construcția de mașini

Conf. dr. ing. Aurel **BRĂGARU** — Șeful Colectivului de Cercetare Proiectare DISROM — Institutul Politehnic București

Sistemul stadiilor de existență a unui produs

Oricare ar fi natura, destinația și utilitatea unui produs, acesta va parcurge în mod obligatoriu trei stadii(fig. 1). Analiza sistematică a acestor stadii evidențiază dependența și condiționarea reciprocă a activităților specifice concepției, execuției (fabricației) și exploatării. În stadiul de concepție analiza comenzii sociale prin prisma performanțelor cerute și a condițiilor restrictive privind fabricarea și exploatarea, se încheie cu proiectarea produsului capabil să satisfacă la valorile prestabilite, scopul pentru care acesta se realizează.

Practic ieșirea (*Ie*) din acest stadiu o constituie documentația tehnică necesară fabricației produsului conceput. La rîndul ei această

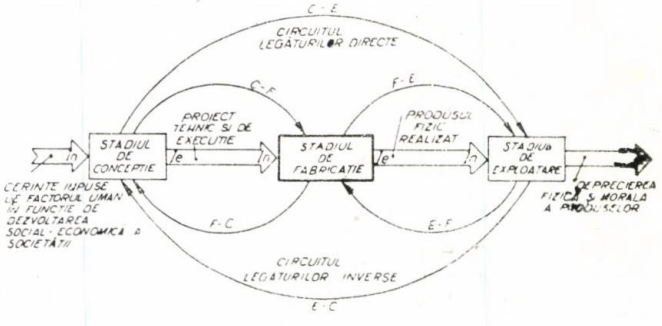


Fig. 1 Sistemul stadiilor de existență a unui produs.

documentație tehnică și tehnologică (proiect tehnic și de execuție, procese tehnologice, scule, dispozitive, verificatoare), reprezintă intrarea (*In*) pentu stadiul de fabricație.

În acest stadiu sînt realizate fizic piesele componente ale produsului pe baza unor procese tehnologice de prelucrare, sînt controlate aceste piese pe baza unor procese tehnologice de control, fiind asamblate apoi în conformitate cu un proces tehnologic de asamblare pînă la realizarea ansamblului general al produsului. Produsul realizat iese din stadiul de fabricație și intră în stadiul de exploatare satisfăcînd, pentru o anumită durată de timp, necesitățile pentru care a fost conceput și fabricat, pînă la ieșirea din uz datorită unei situații accidentale sau datorită uzurii fizice și morale.

Circuitul legăturilor directe evidențiază faptul că modul de concepție a produsului va influența în mod cert fabricația și exploatarea acestuia. Anumite erori de concepție pot fi amplificate de fabricație și se vor regăsi în mod sigur ca deficiențe în exploatare [1].

Revoluția tehnico-științifică contemporană intensifică într-un grad din ce în ce mai mare uzura morală a produselor. Odată cu creșterea vitezei la ieșirea din stadiul de exploatare, necesitatea continuității fluxului de activități impune accelerarea realizării tuturor activităților din stadiile de concepție și fabricație — dar și aprofundarea analizei legăturilor directe și inverse dintre activitățile celor trei stadii. Ingineria valorii [2] și terotehnica [3] sînt argumente în sprijinul acestei idei.

Creșterea numărului de produse necesar a fi asimilate, minimizarea ciclurilor de asimilare, minimizarea cheltuielilor de producție, creșterea calității produselor, reducerea efortului valutar al țării, intensificarea exportului, impun ridicarea pe o treaptă superioară în toate stadiile de existență a produselor, a factorului uman, factorul dinamizator al componentelor tehnice și tehnologice din aceste stadii.

Conceptul de sistem operațional tehnologic (*SOT*) în construcția de mașini

Necesitatea din ce în ce mai evidentă — de optimizare a tuturor activităților din cele trei stadii **PROIECTARE, FABRICAȚIE** și **EXPLOATARE** impune o reconsiderare a modului de abordare a proceselor tehnologice de prelucrare, control sau asamblare, în sensul integrării factorului uman cu componentele tehnice și tehnologice ale acestor procese [4]. Luînd în considerație factorul uman, prezență activă în oricare sistem tehnic de la cel manual la cel automat, se introduce conceptul de sistem operațional tehnologic (*SOT*), ca sistem format din componenta umană (*CU*) și componenta tehnologică (*CT*) care să înlocuiască conceptul de operație tehnologică, concept ce absolutiza componenta tehnologică. Nu este vorba de o speculație teoretică, ci de o realitate cu consecințe practice din cele mai importante, optimizarea activității în sistemul operațional tehnologic fiind rezultatul unei integrări optime a celor două componente **OMUL** și **TEHNICA.**

În stadiul de fabricație, piesele se prelucrează, se controlează și se asamblează în cadrul unei succesiuni ordonate de asemenea

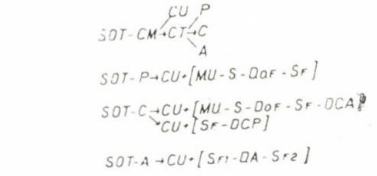


Fig. 2 Structura sistemelor operaționale tehnologice.

sisteme operaționale tehnologice de prelucrare, control sau asamblare care definesc într-o formă mai completă procesele tehnologice respective.

Structura *SOT* din construcția de mașini (*CM*), pentru prelucrarea (*P*), control (*C*), sau asamblare (*A*), este prezentată în figura 2. Mașina-unealtă (*MU*), scula așchietoare (*SA*), dispozitivul de orientare și fixare a semifabricatului (*DOF*), piesele ce se prelucrează, — semifabricatele — (*SF*), dispozitivul de control activ (*DCA*) sau pasiv (*DCP*), dispozitivul de asamblare (*DA*) sînt elementele componente ale sistemului operațional tehnologic subsistemul tehnologic.

Locul dispozitivului în SOT din construcția de mașini

În stadiul de fabricație, semifabricatele trec printr-o succesiune ordonată de sistem operațional tehnologic de prelucrare. În cadrul fiecărui *SOT—P*, semifabricatul suferă

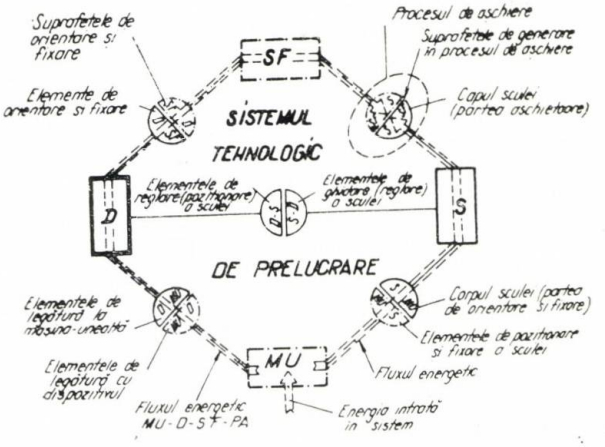


Fig. 3 Modelul schematic al componentei a SOT—P.

modificări de formă, de dimensiuni, de structură a materialului, de calitate a suprafețelor, transformări realizate, dirijate sau supravegheate de factorul uman (*CU*) prin intermediul componentei tehnologice (*CT*) a *SOT—P*. În figura 3 este prezentată componenta tehnologică a *SOT—P* sub forma unui model iconic schematic.

Modelul permite localizarea dispozitivului de orientare și fixare a semifabricatului (*DOF*) în ansamblul elementelor ce compun sistemul: semifabricatul (*SF*), scula așchietoare (*SA*), mașina-unealtă (*MU*); permite evidențierea legăturilor între elementele componente (prima literă sau grup de litere indicînd apartenența, iar cea de a doua, legătura). Modelul prezentat permite, de asemenea, să se evidențieze locul de intrare în sistem a energiei, (MU), precum și fluxul energetic prin sistem, care realizează prin intracțiunea traseelor *MU—D—SF* și *MU—SA—SF*, lucrul mecanic necesar procesului de așchiere (*PA*).

În stadiul de fabricație semifabricatul trece și prin operații de control, intermediar sau final. Operatorul uman — componentă (*CU*) a *SOT—C* (fig. 3) acționează prin intermediul componentei tehnologice a acestui sistem. Componenta tehnologică de control poate avea două forme și anume: forma controlului activ și cea a controlului pasiv. În figura 4

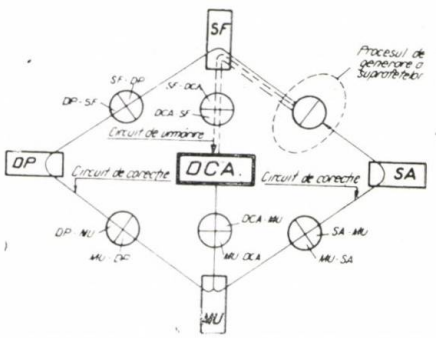


Fig. 4 Modelul schematic al componentei a SOT—CA.

este prezentat modelul iconic schematic al componentei tehnice a sistemului operațional de control activ. Dispozitivul de control activ (*DCA*) este legat în sistem la mașina-unealtă și prin aceasta la (*SF*) și (*SA*).

Prin circuitul de urmărire se testează continuu sau la anumite intervale de timp prestabilite, procesul de generare a suprafețelor, iar prin circuitul de intervenție se comandă oprirea sau continuarea procesului, păstrarea constantă sau corecțiile necesare pentru parametrii procesului de generare în conformitate cu cerințele impuse (formă, dimensiuni, rugozitate, etc.).

În fgura 5 este prezentat modelul componentei tehnologice a sistemului operațional tehnologic de control pasiv. Dispozitivul de control pasiv (*DCP*) are o grupă de elemente

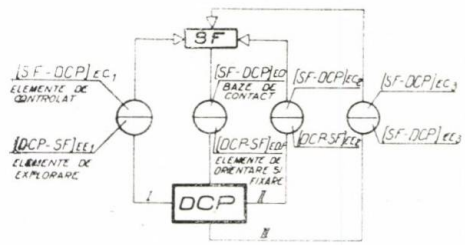


Fig. 5 Modelul schematic al componentei a SOT—CP.

(*DCP—SF*) *EO* de orientare (*EO*), sau de orientare și fixare (*EOF*), prin care vine în contact cu semifabricatul sau piesa ce se controlează și mai multe grupe de elemente (la controlul multidimensional) (*DCP—SF*) *EE*, elemente de exploatare (*EE*) prin care vine în contact cu suprafețele supuse controlului de pe semifabricatul sau piesa ce se conturează.

În stadiul de fabricație a unui produs, piesele componente se asamblează progresiv pînă la obținerea produsului final. Operatorul uman acționează în *SOT—A* (fig. 3) prin intermediul dispozitivului de asamblare (*DA*) și a unor scule de lucru, asupra semifabricatelor (*SF1* și *SF2*) care urmează a fi asamblate. Modelul sistemului tehnologic de asamblare prezentat în figura 6, permite evidențierea structurii organologice de bază a dispozitivului de asamblare.

Facilități ale conceptului de SOT în construcția de mașini

Referitor la sistemul proces tehnologic, conceptul de SOT permite abordarea problemei optimului tehnologic ca o integrare optimă a celor două componente ale sistemului — componenta umană și cea tehnologică.

Modele iconice schematice ale componentelor tehnologice permit prin lanțul legăturilor dintre elemente, punerea bazelor unei teorii generale a orientării și fixării în structurile mecanice.

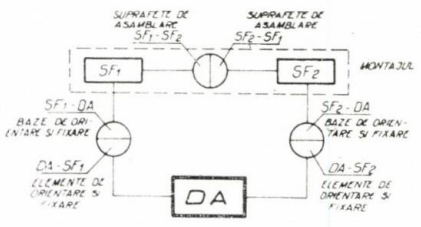


Fig. 6 Modelul schematic al componentei a SOT—A.

Referitor la dispozitiv ca parte componentă a *SOT*, noul concept oferă cadrul de tratare unitară a teoriei și practicii proiectării dispozitivelor de prelucrare, control și asamblare (metodologia *SEFA—DISROM*), precum și de realizare a acestora centralizat pe baza normalizării, tipizării și standardizării dispozitivelor din elemente modulate — *DEM—DISROM* și a sistemului dispozitivelor de bază — *DB*.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Brăgaru, A.:* Construcția și exploatarea dispozitivelor. Curs universitar, plan local 1976, Institutul Politehnic București.

[2] *Crum, L. W.:* Ingineria valorii. Editura Tehnică — București, 1976.

[3] *Aramă, C.:* Terotehnica. Editura Tehnică București, 1976.

[4] *Brăgaru, A.:* Bazele optimizării proceselor tehnologice din construcția de mașini. Curs universitar Institutul Politehnic București, uz intern, 1976.

CZ : 621.9. : 681.17

Precizia reală a sistemului mașină-unealtă — aparat de control activ

Cercetător științific Vasile **CĂLINESCU** — I.C.P.M.F.S. — București

Practica a impus metodele de control activ ca o posibilitate reală de obținere a unei precizii ridicate în condițiile fabricației curente. Obținerea preciziei dorite presupune menținerea la un nivel constant a unui mare număr de parametri și capacitatea unei analize corecte și rapide de determinare a eventualilor factori perturbatori.

Sistemul mașină unealtă-aparat de control activ este un sistem complex, analiza lui pre-

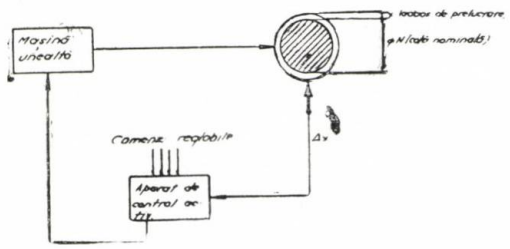


Fig. 1

supunînd punerea în evidență a mărimilor ce concură la prelucrare, a erorilor care afectează aceste mărimi și influența acestor erori asupra cotei prelucrate.

Sistemul este un sistem de comandă cu buclă de reacție (fig. 1) elementul de reacție fiind aparatura de control activ. Se asigură o intervenție secvențială în procesul de prelucrare modificînd parametrii regimului de așchiere cu valori nominale prestabilite. Comenzile sînt, de asemenea, prestabilite față de cota efectivă a piesei, punctele de intervenție fiind reglabile într-o plajă largă de pînă la 0,6 mm.

Convențional se lucrează considerîndu-se cota nominală a piesei zero a adaosului de prelucrare. În acest fel este posibilă măsurarea cu mare precizie a cotei prelucrate (sub un micrometru pentru aparatura modernă) avînd în vedere că adaosul de prelucrare este o mărime a cărei valoare nu depășește în mod normal 0,5 mm. Acest fapt face posibilă o măsurare de precizie ridicată în special pe cale electronică.

Se consideră incluse în denumirea de sistem mașină-unealtă-aparat de control activ, întreg lanțul real al prelucrării, respectiv mașină unealtă, sculă, piesă (dispozitiv), aparat de control activ.

Mărimea și natura secvențelor ce caracterizează sistemul sînt stabilite, în principal, din considerente tehnologice care țin cont de :

— gradul de precizie necesar al cotei finale ;
— mărimea cotei nominale și lungimea piesei ;
— mărimea cotei inițiale ;
— materialul și duritatea suprafeței de prelucrat ;
— abaterile de formă ale piesei înainte de prelucrare ;
— abaterile de formă ale piesei după prelucrare ;
— performanțele reale ale mașinii unelte ;
— tipul și caracteristicile aparatului de control activ.

În ceea ce privește mașina-unealtă trebuie puse în evidență caracteristicile de lucru ale acesteia. Este vorba despre :

— regimurile de prelucrare pe operații controlabile — degroșare, semifinisare, finisare, scînteiere (superfinisare) operație de corectare a profilului sculei ;

— mărimile efective ale avansurilor pentru degroșare, finisare ;

— rigiditatea mașinii-unelte ;

— precizia de lucru a mașinii-unelte privind prin prisma abaterilor de formă ale piesei prelucrate și cîmpului de dimensiuni ale pieselor executate în regimul automat al mașinii-unelte ;

— capacitatea de menținere constantă a parametrilor de lucru pe durata prelucrării unui lot de piese.

În afara celor spuse mai sus intervin încă o serie de factori de care depinde precizia pieselor prelucrate, cum sînt de exemplu :

— calitatea și cantitatea lichidului de răcire ;
— calitatea materialului pietrei de rectificat (honuit) ;
— starea suprafeței piesei înainte de prelucrare ;
— starea suprafeței pietrei de rectificat pe parcursul lucrului ;
— intervenția accidentală a unor elemente străine în lanțul de prelucrare, care pot afecta una sau mai multe componente ale sistemului mașină-unealtă-aparat de control activ. Astfel de elemente sînt fragmentele de șpan care pot pătrunde între palpatorii capu-

Mașina unealtă	Aparat control activ (alezometre exterioare)	Pr.	S
CINCINATTI Control 4 operații	MARPOSS (MICROMAR)	3-6	-
SCHAUDT Control 3 operații	MICROLINIT (CONTIN)	2-3	1,5
SCHAUDT Control 4 operații	MARPOSS (ALSAR)	4-5	-
RU 100 (TITAN) Control 2 operații	MICROLIMIT (CONTIN)	3-4	1,5
RU 350 (TITAN) Control 2 operații	MICROLIMIT (CONTIN)	4-5	1,5
STUDER Control 3 operații	HOVOMATIC (ECOLIMIT)		1

* Produs RSR (IMR București)

lui de măsurare și piesă, impuritățile în sistemul hidraulic al mașinii care modifică accidental unii parametri ai procesului de lucru de exemplu avansul pietrei, impuritățile în circuitul lichidului de răcire care pot determina fluctuații mari ale debitului, etc.

Reconsiderînd factorii menționați prin prisma posibilității de a fi cunoscuți și determinați de către operator la prelucrare distingem :

— factori cunoscuți și determinați ca bătaia arborelui port-piesă, bătaia arborelui port-piatră, paralelismul între piatră și masă ;
— factori cunoscuți calitativ, dar nedeterminați în contextul prelucrării ca abaterea de la repetabilitate a unor parametri ai regimului de lucru, variațiile adaosului de prelucrare ;
— factori cunoscuți calitativ cum ar fi fenomenele ce au loc în zona de contact piesă-piatră de rectificat ;
— factori necunoscuți *) cum sînt modificările de structură ale materialului piesei, variația adîncimii stratului dur obținut prin tratament termic ;
— factori aleatori **) cum ar fi abaterile de execuție și poziționare ale elementelor de prindere și antrenare (găuri de centrare, antrenor, umăr de prindere), variațiile de tensiune și presiune de mică durată, impurități în circuitele de lucru ale mașinii.

Partea de măsurare din sistem, respectiv aparatul de control activ, intervine în sistem ca element de comandă care comportă :

— eroarea cunoscută și determinată, statică — legată de clasa de precizie ca aparat de măsurare ;
— eroarea cunoscută și determinată, dinamică (în condiții etalon pe o mașină sau banc de probă) ;
— erori accidentale ca, de exemplu, cele provocate de variațiile de tensiune peste limitele admise.

Precizia reală a sistemului în discuție este determinată de toți factorii menționați, dar contribuția lor trebuie privită grupat ținînd cont că :

— prin utilizarea controlului activ, mașina-unealtă este comandată din exterior, elementele proprii de comandă determinînd într-o măsură mult mai mică erori specifice ;

*) În contextul prelucrării, unii fiind determinabili prin analize de laborator.
**) Cunoscuți sau nu, nedeterminabili la prelucrare.

— erorile aparatului de control activ sînt mai mici decît cele aferente mașinii-unelte ;
— utilizarea controlului activ elimină sau micșorează influența multor erori ale mașinii-unelte, funcționarea fiind dependentă de mărimea adaosului de prelucrare măsurat ;
— metoda prelucrării cu control activ este o metodă comparativă (raportată la o piesă bună care poate fi considerată etalon).

Aparte, se menționează erorile de reglaj, care sînt de factură subiectivă depinzînd de pregătirea și starea psihică de moment a operatorului. Erorile de reglaj se manifestă imediat însă, sistemul nerealizînd prelucrări cu gradul de precizie cerut. O nouă operație de reglare se impune, ceea ce duce la eliminarea erorilor de reglaj grosolane. Erorile de reglaj de mică importanță se încadrează ca simple abateri intervenind asupra preciziei la fel ca celelalte abateri din sistem.

Odată stabilit un regim de lucru abaterile de la valorile nominale ale parametrilor din sistem nu mai intervin direct. Influența lor ar fi practic nulă dacă valorile abaterilor în discuție ar fi constante. Real, abaterile de la valorile nominale ale parametrilor din sistem sînt la rîndul lor afectate de modificări în timp.

Cu alte cuvinte, realizîndu-se un reglaj al sistemului mașină-unealtă-aparat de control activ și plecînd de la o piesă etalon, abaterile parametrilor nominali implicați de prelucrare nu afectează precizia de prelucrare. Modificările valorilor abaterilor parametrilor nominali implicați de prelucrare sînt însă elementele ce afectează precizia sistemului. Se poate vorbi astfel de abaterea abaterii, considerată eroare de gradul doi.

Precizia reală a sistemului mașină unealtă-aparat de control activ este funcție de erorile de gradul doi ale elementelor care intervin în sistem. Se explică astfel precizia superioară a pieselor obținute pe o aceeași mașină-unealtă după introducerea controlului activ. Precizia reală a sistemului mașină unealtă-aparat de control activ provine din natura sa funcțională, respectiv sistem de comandă și din eliminarea influenței erorilor primare ale componentelor sistemului.

Determinarea practică a preciziei unui sistem mașină-unealtă-aparat de control activ se face prin măsurarea unui lot de piese de minimum zece bucăți. Prelucrarea trebuie să fie corectă din punct de vedere tehnologic, iar în timpul acesteia nu se va modifica nici un parametru al regimului de lucru. Operațiile de reglare specifice controlului activ se fac cu maximă corectitudine de către un operator experimentat. Dacă probele urmăresc punerea în evidență a preciziei în condițiile utilizării unui anumit tip de mașină și aparat de control activ, acestea vor trebui să fie verificate în prealabil. Verificarea trebuie să confirme că

cele două mari componente au caracteristicile funcționale și constructive în limitele valorilor indicate de constructori. Se va urmări cu atenție ca aceste caracteristici să se încadreze în limitele prescrise după intrarea mașinii în regim normal de lucru (în regim de stabilitate termică a mașinii-unelte). Dacă probele trebuie să confirme numai buna funcționalitate a unui sistem avînd un grad de uzură oarecare, se va urmări numai corectitudinea operațiilor de reglaj.

Măsurarea pieselor trebuie făcută îngrijit cu mijloace de măsurare de bună calitate care pot asigura o precizie de 0,1—0,2 μm. Se determină statistic cota nominală și împrăștierea cotelor efective calculînd :

$$N = \frac{\sum_{1}^{n} X_i}{n_i}$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{1}^{n} (X_i - N_i)^2}{n-1}}$$

Se obține, cum practica dovedește, o distribuție de tip Gauss. Nu se consideră precizia teoretică :

$$P_t = 6\sigma,$$

ci cîmpul restrîns :

$$P_r = 0{,}7 P_t$$

care este cel mai aproape de rezultatele obținute real.

În practică se consideră și mărimea S și care reprezintă diferența dintre cotele extreme

$$S = X_{max} - X_{min}$$

Valorile extreme care apar o singură dată se înlătură. Mărimea S este uzual folosită pentru precizia sistemului în discuție. Tabelul (fig. 2) cuprinde cîteva valori practice pentru P_r obținute pe mașini nereglate în mod special în condițiile unei producții de serie. Numărul eșantioanelor măsurate a fost de 25. Valorile mărimii S sînt obținute în cazul unor determinări ce urmăreau punerea în evidență a preciziei pentru sistemele alcătuite din mașinile și aparatele menționate, piesele prelucrate fiind asemănătoare (dimensiune prelucrată, material, tratament termic, prindere pe mașină).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Aparin, G. A.* : „Toleranțe și măsuri tehnice" Ed. Tehnică București, 1956.

[2] *Wiemer, A.* : „Pneumatische Längenmessung", VEB Verlag Technik, Berlin, 1970.

[3] *Tiron, M.* : „Teoria erorilor de măsurare și metoda celor mai mici pătrate" Ed. Tehnică, București. 1972.

[4] *Brack, G., Klitzsch, F., Piegert, R.* : „Automatisierung im Maschinenbau", VEB Verlag Technik, Berlin, 1970.

DOCUMENTARE

CZ : 621.774.091.5

Cercetări privind îndoirea țevilor

Dr. ing. Gheorghe **BONCOI** — Universitatea din Brașov
Ing. Francisc **VASS**, ing. Vasile **ENACHE** — Întreprinderea de Autocamioane Brașov

Practicată de foarte multă vreme, îndoirea țevilor rămîne, totuși insuficient cunoscută ca fenomen. Consecința acestei situații este existența în instalații a țevilor deformate (ovalizate) în zona de îndoire, cu pereți inegali ca grosime, cutați sau chiar fisurați. Ovalizarea, durificarea, strictiunea țevii sînt cîteva dintre efectele secundare ce se nasc în regiunea cotului. Momentul, forța axială necesară îndoirii, viteza cu care se produce, trebuie bine stăpînite pentru a nu duce în final la o instabilitate a peretelui țevii.

Ca urmare a îndoirii țevilor, fără dorn, secțiunea transversală se deformează substanțial, aceasta avînd o serie de inconveniente, principalul constînd în subțierea peretelui la partea exterioară a cotului [1, 2, 3, 4]. Ținînd cont că țeava într-o instalație servește la transportarea unui fluid, care în contact cu peretele subțire al cotului accelerează distrugerea acesteia prin coroziune, studiul ovalizării în această zonă este justificat.

Studiul ovalizării țevii

Ovalizarea țevii este o consecință a procesului de îndoire. Aceasta se manifestă prin abaterile de formă și dimensionale de la cir-

cularitate. Consecințele funcționale ale ovalizării pot fi micșorarea variabilă a secțiunii pe lungimea arcului de îndoire, precum și variația grosimii peretelui țevii în secțiunea transversală și în lungul arcului de îndoire.

Ovalizarea și subțierea peretelui exterior curburii (lucru ce duce la micșorarea mentenanței țevii) se datoresc tensiunilor și deformațiilor materialului, provocate de momentele forțelor transversale. Calculul ovalității după [1] se face cu relația :

$$O_v = \frac{D - D_{min}}{D} \cdot 100[\%], \qquad (1)$$

unde D_{min} se exprimă în funcție de parametrii țevii și calitatea materialului r, D, g, respectiv σ_c și E cu relația :

$$D_{min} = D - \left(2 + 3{,}46\,\frac{\sigma_c}{E}\right)\frac{D - g}{2 + 48\,\dfrac{g^2\,(R + D/2)^2}{(D - g)^4}} \qquad (2)$$

Rezultatele obținute pe calculatorul Wang 2200-B sînt prezentate în figura 1.

Ținîndu-se cont de recomandările făcute în lucrările de specialitate [1, 2] ca ovalizarea să nu depășească 2,5% au rezultat concluziile prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

D [mm]	r_{min} [mm]	Raza rolei de îndoire r [mm]
5 și 6	20	20 ... 60
8 și 10	40	40 ; 50 ; 60
12	50	50 ; 60
15 ; 16 ; 18 ; 20	60	60

Pentru ca ovalizarea efectivă să nu depășească 2,5% se recomandă îndoirea țevilor pe role cu raze de curbură mai mari decît raza minimă rezultată din tabelul 1. Cu creșterea razei rolei, ovalizarea scade ; ca urmare, principala metodă de reducere a ovalității ce stă

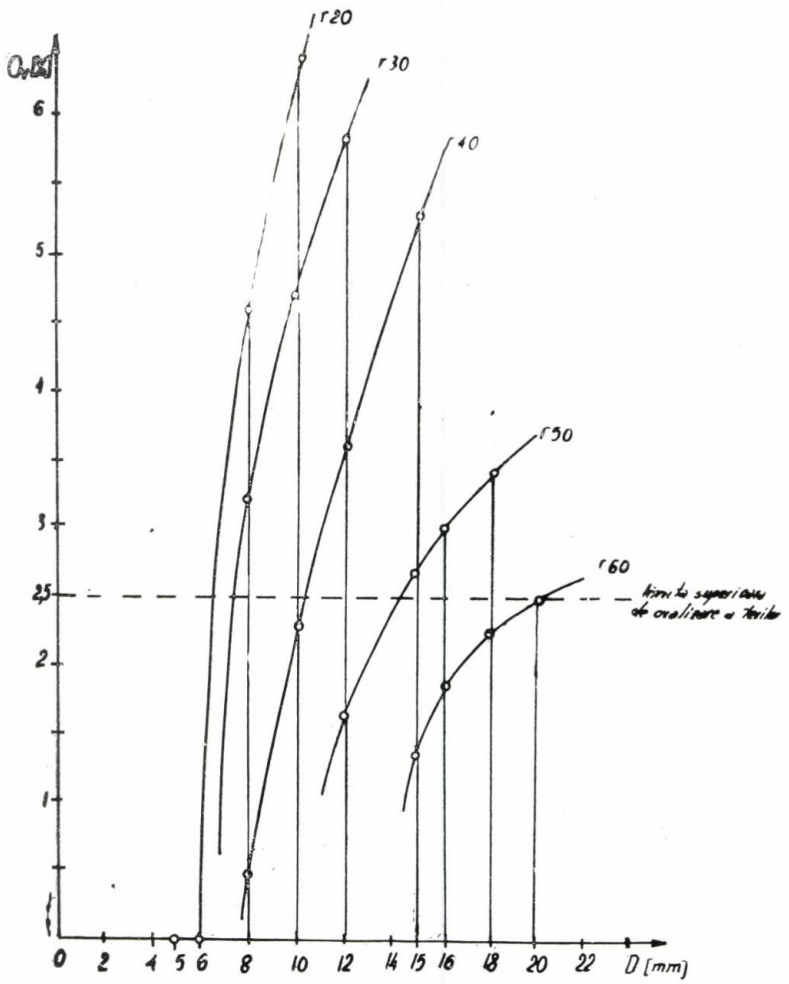


Fig. 1

la dispoziția proiectantului constă în alegerea unei astfel de raze de curbură (a rolei de îndoit) pentru care, la țevi cu parametrii geometrici dați, să se asigure ovalitatea dorită.

Forța axială și momentul de încovoiere a țevilor

Luînd în considerare ipotezele încovoierii barelor în domeniul plastico-elastic, a stării de tensiune și deformații în lungul axei de încovoiere, a parametrilor geometrici ai țevii, au fost stabilite expresiile forței axiale și a momentului de încovoiere [1, 2, 3, 4].

Raza de curbură interioară a țevii — r, după [1] se exprimă prin relația :

$$r = \frac{1}{2}\left(\sqrt{R^2 - \frac{(D-2g)^2}{4}} + \sqrt{R^2 - \frac{D^2}{4}}\right) \quad (3)$$

unde notațiile din (3) au următoarea semnificație :

- r — este raza de curbură interioară a țevii (rezultată după destinderea acesteia, diferită de cea a rolei) ;
- ρ — raza de curbură a axei geometrice ;
- R — raza de curbură a fibrei medii ;
- g — grosimea peretelui țevii.

Calculul forței axiale. Semnificația forței axiale rezultă din figura 2.

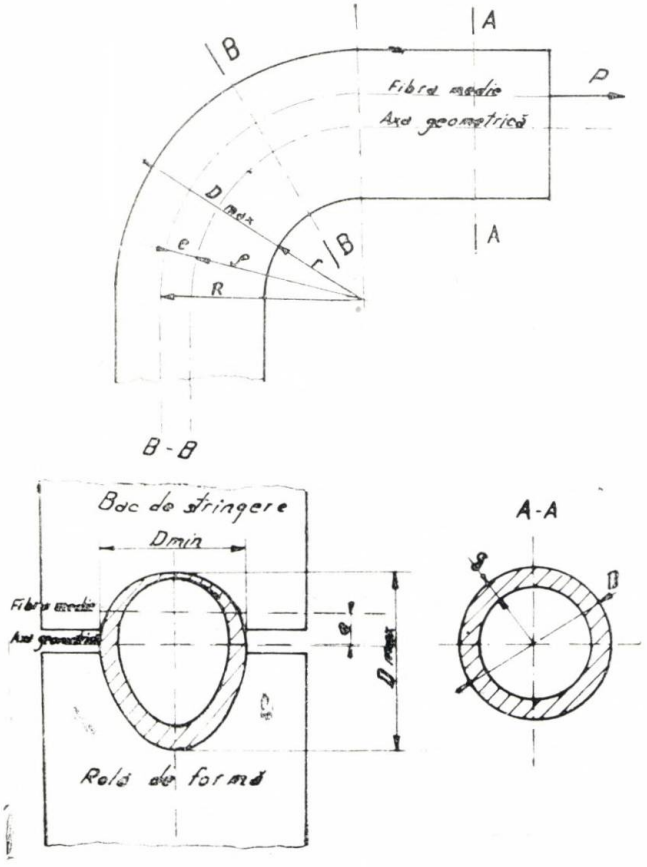


Fig. 2

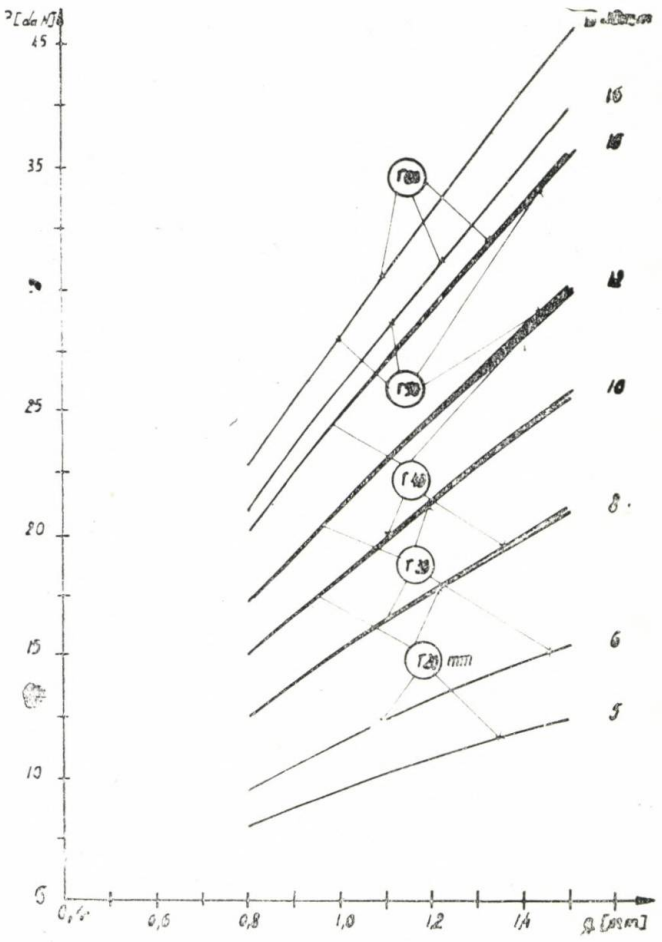


Fig. 3

În lucrarea [1] se recomandă următoarea relație de calcul a forței axiale :

$$P \leqslant 0{,}72 \cdot \pi \cdot g \cdot \sigma_c \cdot \frac{D-g}{r + D_{min}} \quad (4)$$

Pentru a avea o imagine a variației acestei forțe, funcție de parametrii geometrici și caracteristicile mecanice ale materialului țevii s-au trasat, cu ajutorul calculatorului, diagramele din figura 3.

Din analiza diagramelor se desprind următoarele **concluzii generale :**

a) Forța axială minimă este $P_{min} = 8$ daN corespunzînd unui $D = 5$ mm, $g = 0{,}8$ mm și $r = 20$ mm, iar cea maximă pentru țeava cu $D = 18$ mm, $g = 1{,}5$ mm și $r = 60$ mm este $P_{max} = 47$ daN, pentru $\sigma_c = 23 \ldots 26$ daN mm^{-2}.

b) Cu creșterea diametrului țevii crește și variația forței raportată la variația grosimii țevii $\triangle P/\triangle g$.

c) Pentru aceeași rază de îndoire r, forța crește cu creșterea diametrului exterior D și cu grosimea g a peretelui țevii.

Calculul momentului de îndoire a țevilor. Literatura de specialitate oferă formule de calcul al momentului de îndoire a țevilor. Majoritatea lor însă [2, 3, 4] sînt determinate în

condițiile îndoirii simple, neglijînd o serie de parametri importanți cum ar fi unii parametri geometrici. Din studiul comparativ al formulelor de calcul a momentului de încovoiere a țevilor, a rezultat că formula de calcul care descrie cel mai fidel fenomenul, este cea din lucrarea [1]:

$$M_{cf} \leqslant 2{,}752 \cdot \pi \cdot g \cdot D \cdot \sigma_c \cdot \sqrt{(D \cdot g - P)} \quad (5)$$

Relația (5) reprezintă momentul de încovoiere maxim admis, care asigură menținerea stabilității formei secțiunii transversale luînd în considerare și forța axială ce acționează asupra țevii (solicitarea compusă de îndoire și întindere).

Reprezentanta grafică a relației (5) pe calculator este prezentată în diagramele din figura 4.

Din diagrame rezultă următoarele **concluzii:**

a) Momentul de încovoiere minim pentru țeava cu $D = 5$ mm, $g = 0{,}8$ mm și $r = 20$ mm este $M_{min} = 1{,}8$ daNm, iar cel maxim $M_{max} = 37$ daNm pentru țeava cu $D = 20$ mm, $g = 1{,}5$ mm și $r = 60$ mm.

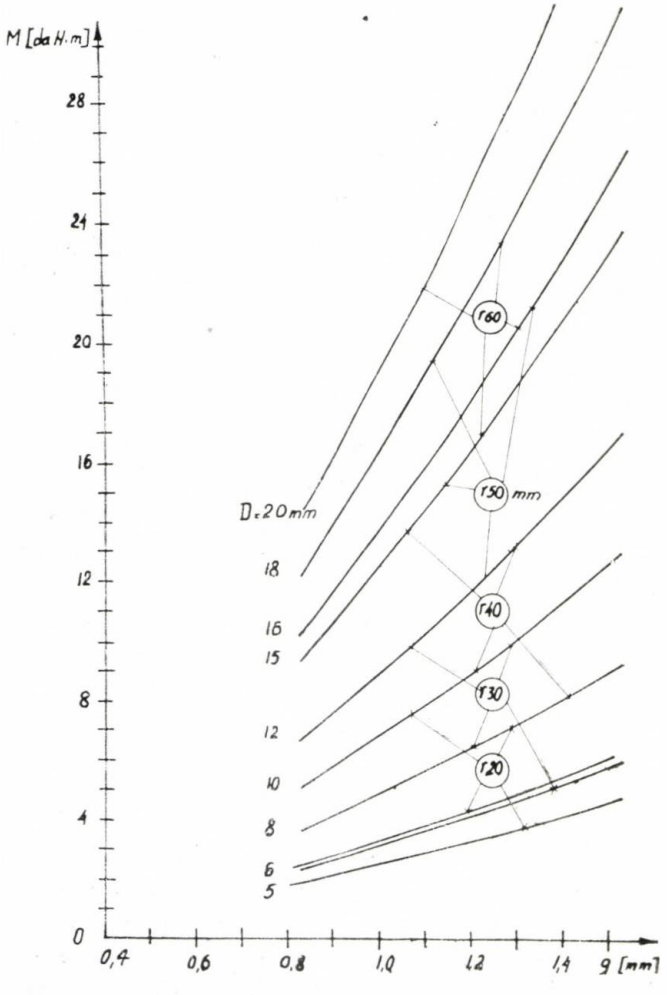


Fig. 4

b) Cu creșterea diametrului țevii crește și variația momentului raportată la variația grosimii țevii $\triangle M/\triangle g$.

c) Pentru aceeași rază de îndoire r, momentul crește cu creșterea diametrului și grosimii peretelui țevii.

Pentru verificarea rezultatelor obținute pe calculator s-au efectuat cercetări experimentale. Încercările au fost efectuate pe epruvete

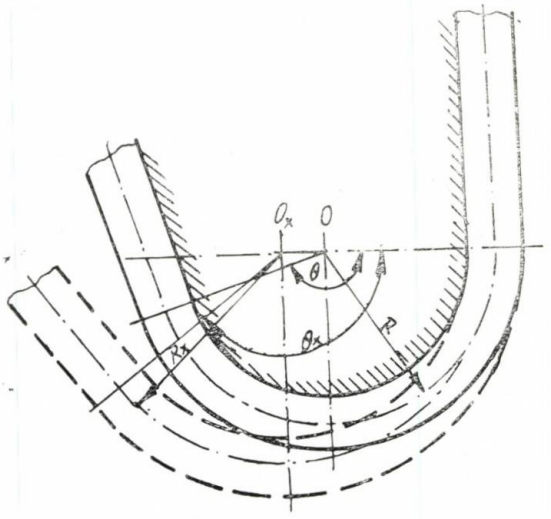


Fig. 5

solicitate la încovoiere, similare unei grinzi pe două reazime, pe o mașină de încercat la tracțiune-compresiune. Rezultatele astfel obținute au abateri, față de valorile din diagrame, în intervalul $\pm$ 10%.

Arcuirea, strictiunea, torsionarea

Alte fenomene ce însoțesc îndoirea țevilor pe lîngă cele enumerate în [1] sînt: arcuirea, strictiunea, cît și deformațiile torsionale în secțiune transversală.

1. Arcuirea sau elasticitatea este un fenomen nedorit ce însoțește îndoirea țevilor. El este consecința deformațiilor elastice care însoțesc deformarea plastică și determină în final modificarea razei de curbură și a unghiului de îndoire după anularea sarcinii. Arcuirea se exprimă prin coeficientul arcuirii unghiulare:

$$C_\theta = \frac{\theta - \theta_x}{\theta} \cdot 100[\%] \quad (1)$$

$$C_\theta = 0{,}26 \left[1{,}7 \frac{D^4 - D(D-2g)^3}{D^4 - (D-2g)^4} + \right.$$
$$\left. + \frac{0{,}7}{2 - \frac{D_{min}}{2R}} \right] \left(1{,}5 - \frac{D_{min}}{2R} \right) [\%] \quad (2)$$

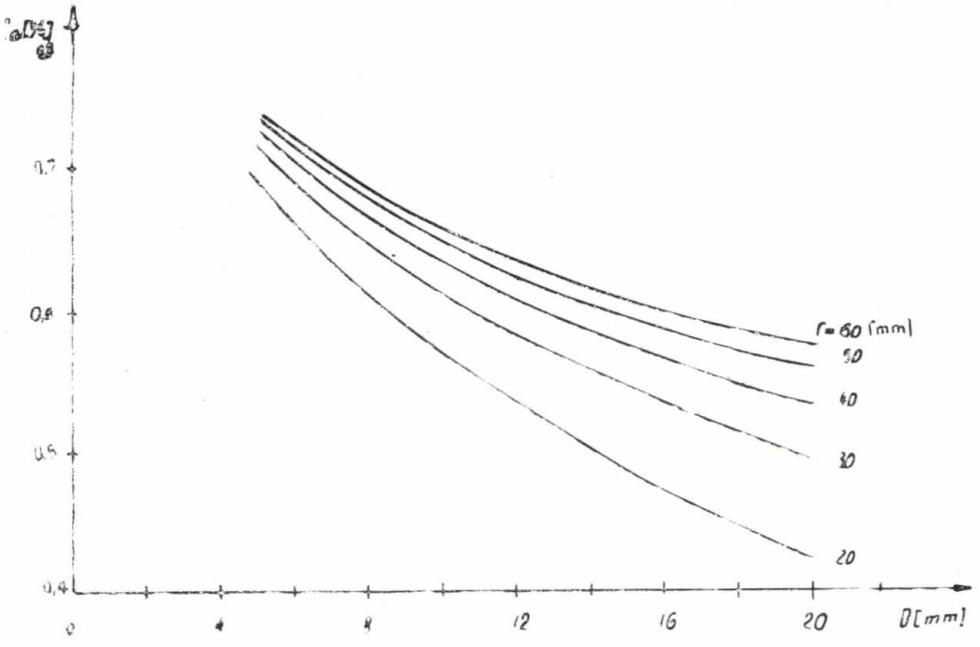


Fig 6

în care $D_{min} = D - \left(2 + \frac{3{,}46\sigma_c}{E}\right) \cdot$

$$\cdot \frac{D-g}{2+48\,\frac{g^2(R-D/2)^2}{(D-g)^4}} \tag{3}$$

unde θ are semnificația din figura 5.

Variația arcuirii unghiulare C_θ, în funcție de diametrul țevii D și raza de îndoire — r, este prezentată în figura 6, diagrame care au fost trasate cu ajutorul unui calculator Wang 2200—B. Cunoscînd C_θ, pentru D și r date, arcuirea unghiulară se calculează cu relația : [grade].

$$\Delta\theta = C_\theta \frac{\theta}{100}\ [\text{grade}]. \tag{4}$$

Din diagramă rezultă următoarele **concluzii :**

a) elasticitatea scade cu creșterea diametrului exterior al țevii θ ;

b) arcuirea este influențată neesențial de grosimea peretelui țevii (pentru țevile studiate diferențele sînt de ordinul 10^{-4}) ;

c) arcuirea crește cu creșterea razei de îndoire r și a unghiului de îndoire θ ;

d) pentru $r = 60$ mm, $D = 5$ mm rezultă $C_\theta = 0{,}738^0/_0$ care corespunde la $\Delta\theta_{max} = C_\theta \cdot \frac{\theta_{max}}{100} \cong 1°$.

Eroarea dimensională la raza de curbură datorată elasticității țevii, destinsă după anularea sarcinii de încovoiere poate fi calculată cu relația :

$$\Delta R = -R\,\frac{C_\theta}{1-C_\theta}\ [\text{mm}] \tag{5}$$

Pentru $R = 70$ mm, $D = 5$ mm, $C_\theta = 0{,}74\,\%$ se obține $\Delta R_{max} = 0{,}50$ mm.

2. Strictiunea, gîtuirea sau strangularea este un alt fenomen care însoțește procesul îndoirii țevilor. Experimental se constată că o epruvetă solicitată la tracțiune normală, cînd s-a atins limita de curgere și după ce sarcina descrește, prezintă o gîtuire — deformare plastică locală, de obicei în zona mijlocie, iar restul materialului revine elastic. De asemenea, se constată experimental că la o țeavă solicitată la încovoiere în zona mijlocie, pereții sînt mai subțiri decît la capete, iar ovalizarea secțiunii transversale este mai mare la mijloc decît la capete. Fenomenul strangulării ,gîtuirii (micșorării secțiunii transversale a țevii) ca urmare a subțierii pereților și ovalizării maxime a secțiunii în timpul procesului de îndoire, în zona mijlocie, este cunoscut sub numele de strictiunea țevii. Strictiunea se calculează cu relația :

$$\psi = \frac{D_{min}}{2R + D_{min}}, \tag{6}$$

în care D_{min} este dat de relația (3).

Consecințele negative ale strictiunii țevii sînt micșorarea secțiunii transversale și subțierea pereților cu toate efectele negative asupra caracteristicilor funcționale și de rezistență la coroziune și la oboseală a țevii.

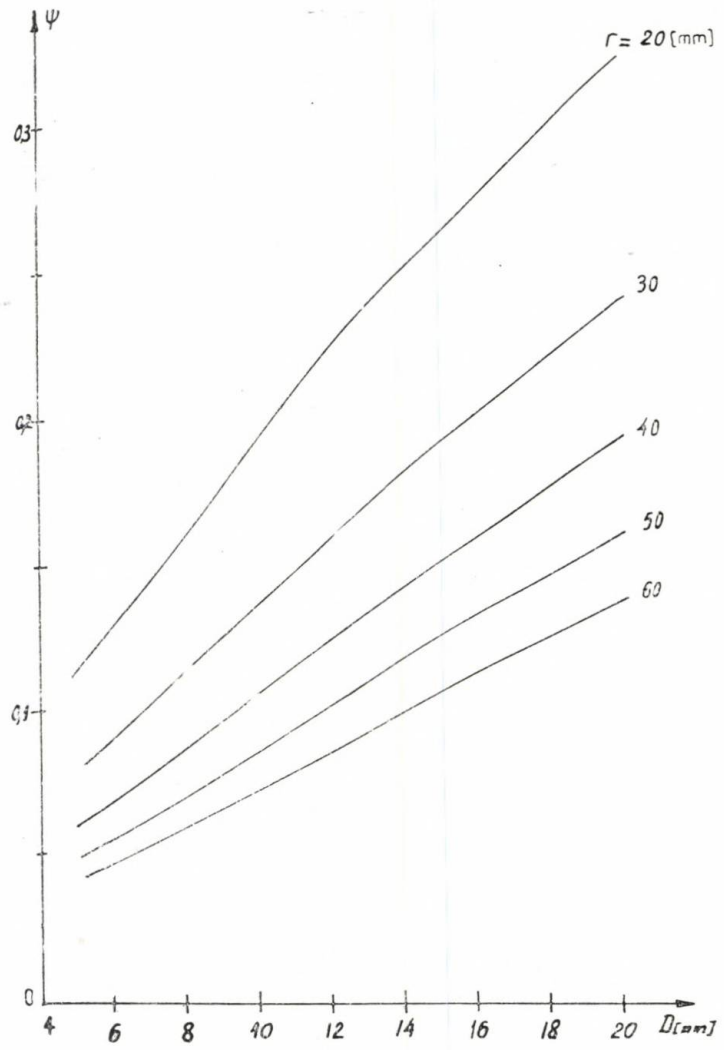


Fig. 7

În figura 7 se prezintă diagramele variației strictiunii în funcție de diametrul și raza de curbură a țevii. Se pot trage următoarele

concluzii :

a) strictiunea crește cu creșterea diametrului exterior și cu micșorarea razei de îndoire a țevii ;

b) strictiunea maximă se obține pentru $D = 20$ mm și $r = 20$ mm, caz în care $\Psi_{max} = 0{,}327$;

c) strictiunea minimă pentru $D = 5$ mm și $r = 60$ mm va fi $\Psi_{min} = 0{,}040$;

d) valoarea strictiunii depinde de valoarea ovalității.

Din analiza strictiunii rezultă **concluzia** că limitînd ovalitatea la 2,5% implicit se limitează și strictiunea la valori admisibile.

3) Prin unghiul de distribuție a deformațiilor torsionale se înțelege unghiul de rotire a secțiunilor transversale succesive în planul secțiunii țevii, ca efect al existenței tensiunilor remanente de torsiune. Tensiunile remanente tangențiale în secțiunea îndoită, produc rotirea plastică a secțiunilor transversale succesive în jurul axei longitudinale a țevii ca în figura 8.

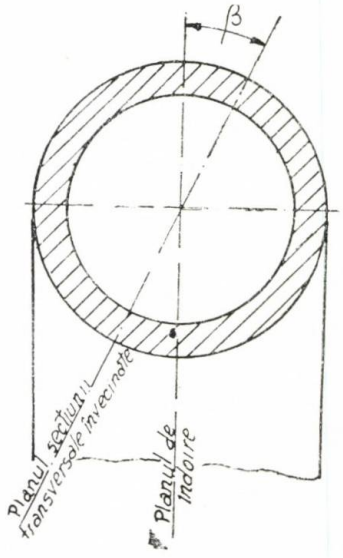


Fig. 8

Unghiul de distribuție a deformațiilor torsionale se calculează cu relația :

$$\beta = 6{,}7\left(\frac{r}{R}\right)^2 \qquad (7)$$

Variația unghiului β în funcție de parametrii geometrici ai țevii este prezentată în figura 9. Din diagramă rezultă următoarele **concluzii :**

a) unghiul de distribuție a deformațiilor torsionale ß, crește odată cu creșterea grosimii g a peretelui țevii, variație care este aproximativ liniară ; crește cu micșorarea diametrului D al țevii și cu micșorarea razei de îndoire r ;

b) panta curbelor scade cu micșorarea diametrului țevii D și a razei de îndoire r. Panta maximă corespunde lui $D = 20$ mm, $r = 60$ mm, iar cea minimă pentru $D = 5$ mm și $r = 20$ mm. Mărimea pantei curbei descrie variația unghiului ß pe lungimea porțiunii îndoite. Deci variația $\triangle\beta/\triangle g$ a unghiului ß este neuniformă la diferite țevi și anume maximă pentru țevile D_{max} și r_{max}, tinzînd asimptotic spre zero pentru țevile cu D și r mici ;

c) unghiul β_{max} rezultă pentru țeava $D = 5$ mm cu raza de curbură $r = 20$ mm și are valoarea $\beta_{max} = 6{,}63$ rad, iar cel minim rezultat pentru $D = 20$ mm și $r = 60$ mm este $\beta_{min} = 5{,}25$ rad.

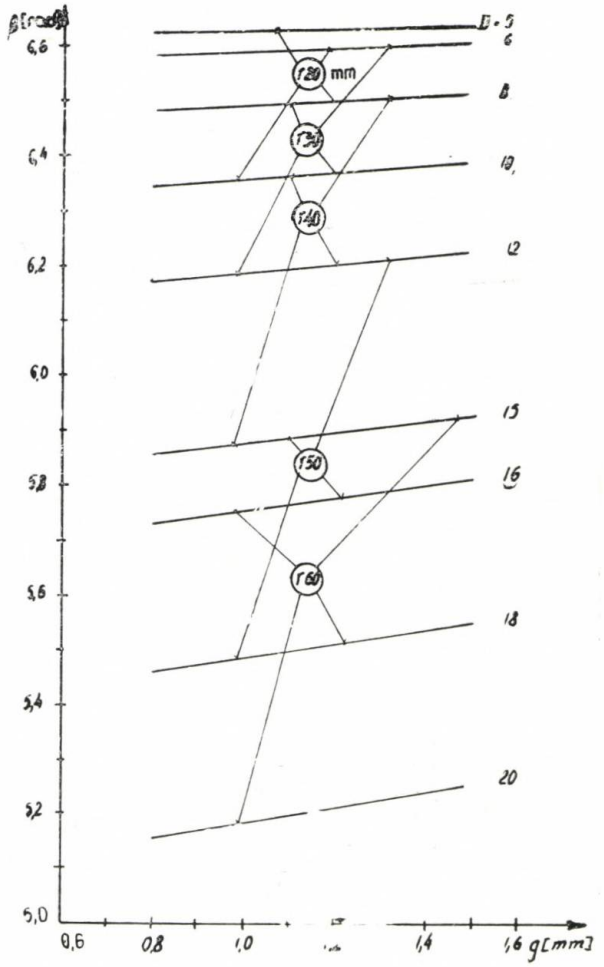


Fig. 9

BIBLIOGRAFIE

[1] *Galperin, A. I.:* Mașini și utilaje pentru îndoirea țevilor. Mașghiz, 1963.

[2] *Grecu, H.:* Tehnologia îndoirii țevilor și profilelor. Ed. Tehnică, București, 1972.

[3] *Sorokko, L. A.:* Îndoirea la rece a metalelor profilate. I.D.T. București, 1950.

[4] *Sprenger, I.:* Rohrbiegen auf Biegevorrichtungen und-maschinen. In „Der Maschinenbau", Nr. 4, 1963.

NOTĂ

În articolul „Contribuții la optimizarea suspensiei automobilelor", autori tov. acad. Radu Voinea — Institutul Politehnic București și dr. ing. Mariana Frățilă — Institutul Politehnic București, publicat în revista „Construcția de mașini" nr. 6 din 1978, se va înlocui simbolul δ cu simbolul derivatei parțiale ∂, iar v va fi înlocuit cu viteza automobilului $\mathbf{v}$, Formula de la pag. 291, desfăcută pe două coloane, se va citi :

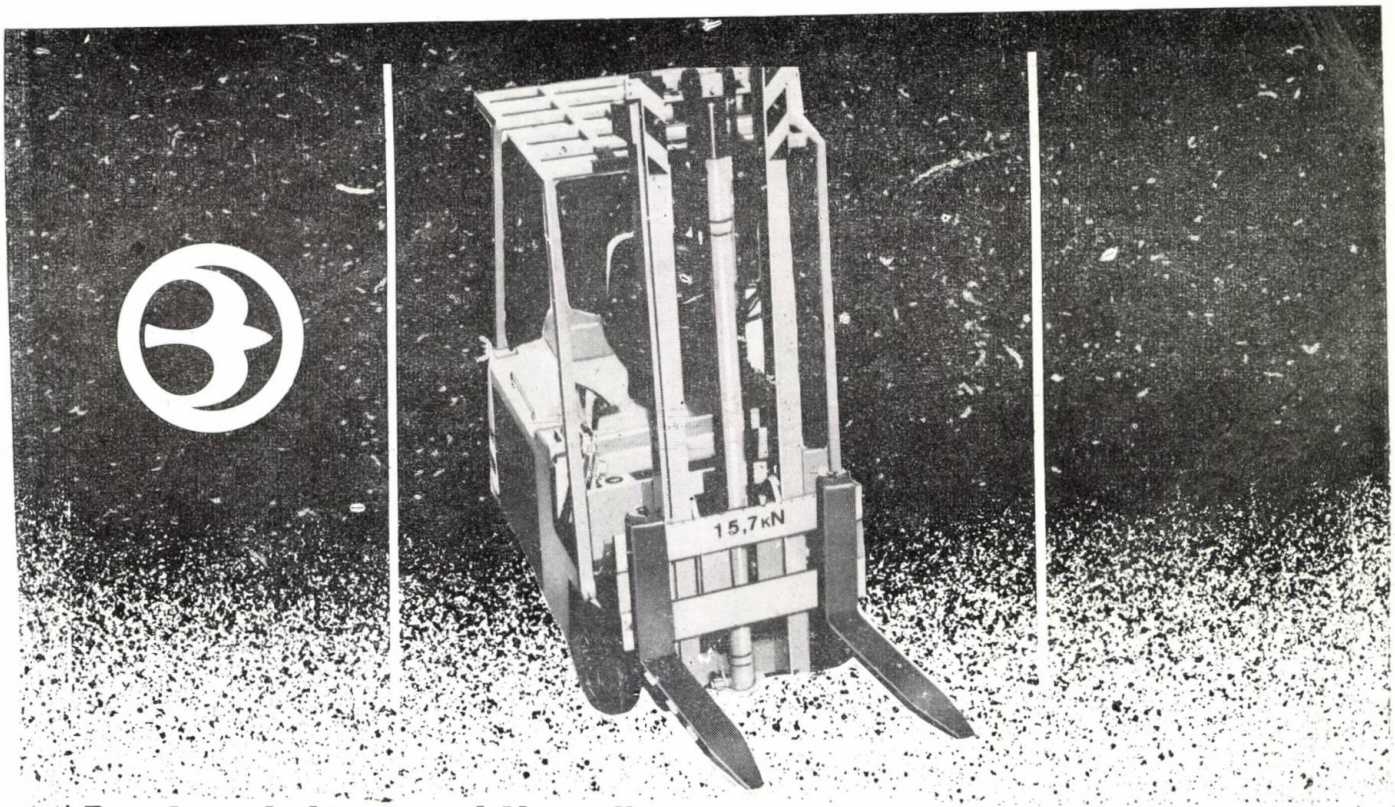
$$S_h(\omega) = \begin{cases} \dfrac{2\sigma_h^2}{\pi}\left\{\mathcal{A}_1\dfrac{\alpha_1 v}{\omega^2+\alpha_1^2\mathbf{v}^2} + \mathcal{A}_2\dfrac{\alpha_2\mathbf{v}\left[\omega^2+\left(\alpha_2^2+\beta_2^2\right)\mathbf{v}^2\right]}{\left[\omega^2+\left(\alpha_2^2-\beta_2^2\right)\mathbf{v}^2\right]^2+4\alpha_2^2\beta_2^2\mathbf{v}^4}\right\} & \text{pentru } \omega \leqslant \omega_1 \\ 0 & \text{pentru } \omega > \omega_1 \end{cases}$$

iar $\mathcal{A}_1 + \mathcal{A}_2 = 1$.

În figura 5 sînt reprezentate : cu — — — constanta de amortizare 7,6 daNs/cm, cu —·—·— constanta de amortizare 6,8 daNs/cm, cu _____ constanta de amortizare 5,2 daNs/cm.

Abonaţi-vă la revista

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI



Productivitate ridicată nu numai în depozite închise, ci și sub cerul liber ...

o asemenea posibilitate oferă

Electrocarele

balkancar

elevatoarele cu mare înălțime de ridicare cu 3 roți

Maşinile de acest tip funcţionează cu uşurinţă, în interior sau sub cerul liber, dovedindu-se de neînlocuit oriunde reducerea spaţiului mort constituie un imperativ. Dispozitive pneumatice asigură trecerea comodă în spaţiile străbătute de şine.

- capacitatea de încărcare: 630; 1 000; 1 250 şi 1 600 kg.
- înălţimea de ridicare: 2 500; 2 800; 3 300 şi 4 500 kg.

Se prezintă în mai multe forme constructive, în variante cu înălţime de ridicare redusă şi capacitate mare de ridicare liberă în spaţii de depozitare reduse - containere, vagoane, autocamioane, nave etc. Capacitate de manipulare ridicată, rază de viraj pînă la 1 450 mm. Motoare independente echipează roţile din faţă ce asigură tracţiunea. Viteze mari de deplasare - ridicare.

Circuit de comandă cu contactori şi rezistenţe, acţionat de curent de joasă tensiune, eventual baterii de tracţiune cu pol pozitiv tubular. Uşurinţă în control şi întreţinere. Echipamente diferenţiate amovibile pentru manipularea încărcăturii.

EXPORTATOR

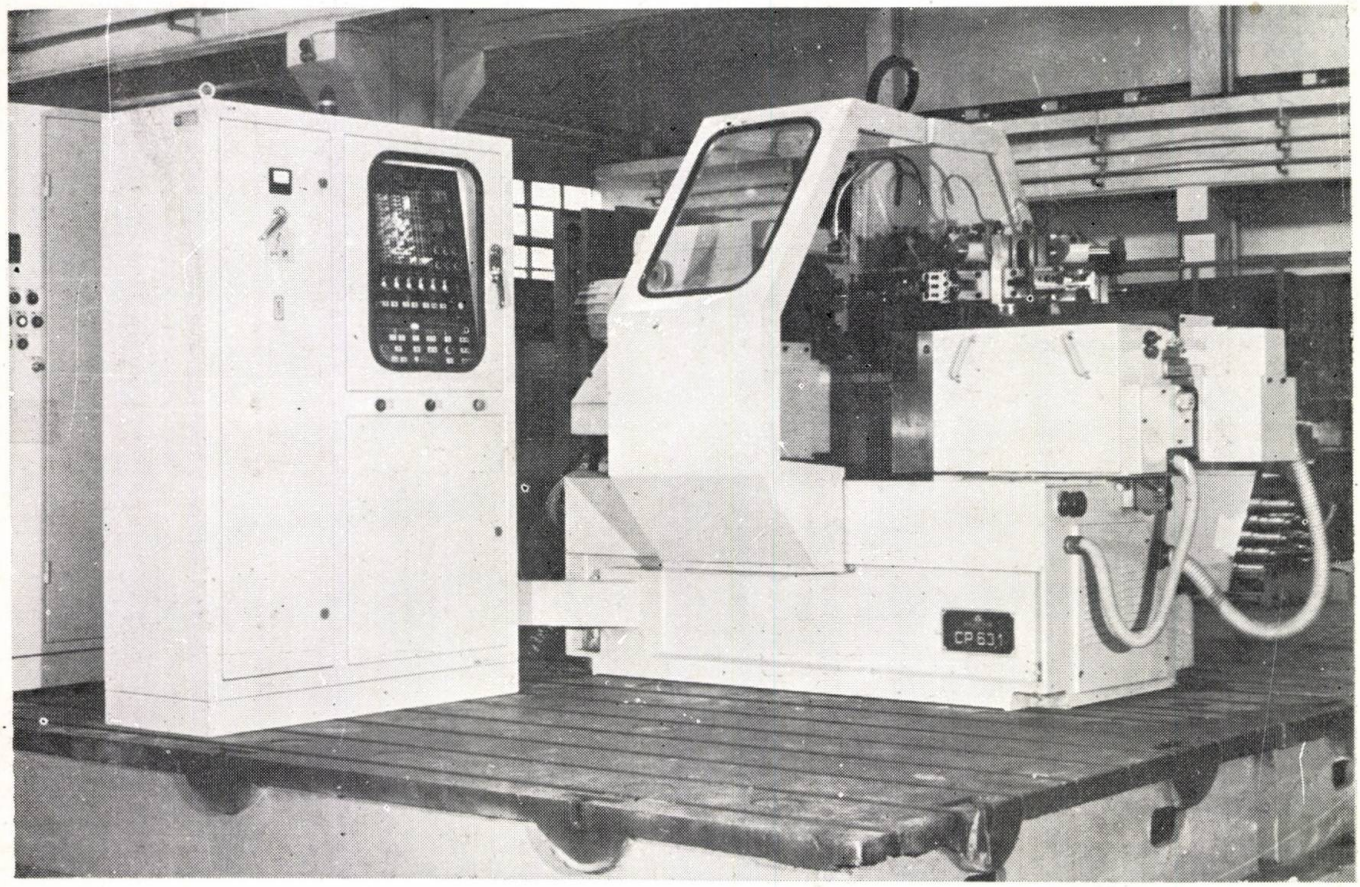
balkancarimpex

1000 SOFIA, str. Alabin nr. 56
Telefon 88. 21. 22. Telex 022386
Telegrame: BALKANCARIMPEX Sofia

publicom

BULGARIE

MACHINOEXPORT



Strung revolver automat cu comandă numerică

SR 631

— Timp deosebit de scurt pentru programare și reglare ;
— Utilizare efectivă la prelucrarea pieselor de serie mică și mijlocie ;
— Mișcare rapidă a suportului în orice direcție ;
— Strungul este comod în exploatare ;
— Construcția strungului este rigidă și compactă.

Diametrul maxim al barelor de materiale	mm 63
Diametrul maxim pe suportul transversal	mm 220
Turația arborelui principal al strungului	rot/min 40—2 000
Puterea motorului principal	kW 13
Greutatea strungului	kg 3 900

Exportator : MACHINOEXPORT
Sofia, str. Aksakov nr. 5

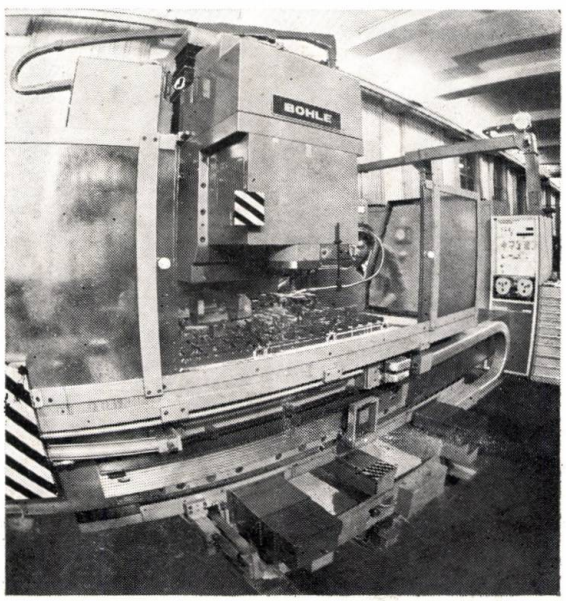
Tel : 88.53.21
Telex : 22—425
Telegrame : MACHINOEXPORT — Sofia

PUBLICOM

Rulmentul Timken Hydra-Rib* din mașina Bohle S1 Producent asigură rigiditatea dinamică optimă a fusului.

Gama de viteză a mașinii de uzinare prin transfer Producent S1 a firmei Reinhard Bohle GmbH, Bielefeld, acoperă toate vitezele de la 11,2 la 4500 rpm. Performanța excelentă a mașinii este asigurată de rulmentul Timken Hydra-Rib*, (montat la capătul fusului) pe întreaga gamă de viteză prin reglarea presiunii uleiului din interiorul camerei hidraulice. Această mașină verticală ușor adaptabilă de uzinare prin transfer poate fi folosită după dorință la operațiuni de frezare, perforare, filetare, alezare, decupare cu burghiu trepan și frezare prin copiere. In plus un cap de strunjire a suprafeței frontale și de trepanare cu reglare numerică permite executarea operațiilor de netezire a suprafețelor și strunjire interioară.

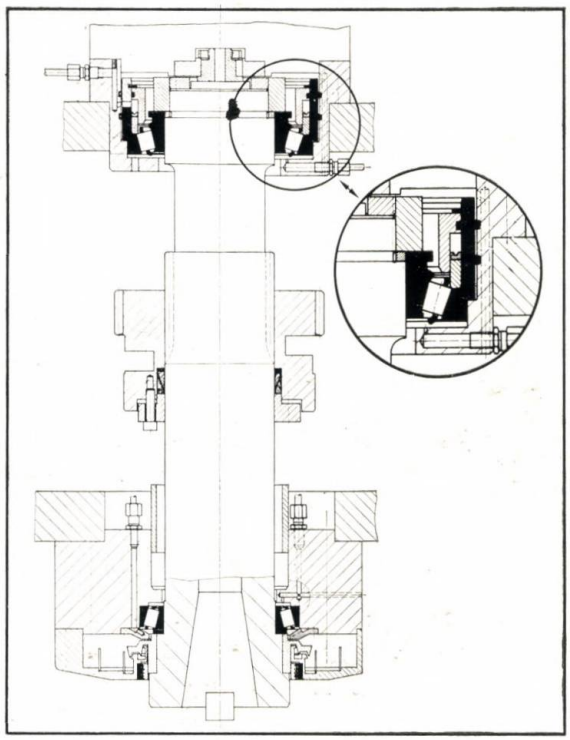
Mașina Bohle Producent S1 este o mașină combinată de frezare și perforare proiectată pe baza celor mai recente idei în acest domeniu. Conformă acestei concepții moderne este folosirea unui rulment cu role conice cu un proiect foarte avansat



ca lagăr al fusului. Rulmentul Timken Hydra-Rib* este caracterizat de o flanșă care se poate deplasa pe calea de rulare exterioară și este în contact cu capetele rolelor. Presiunea hidraulică este exercitată asupra acestei flanșe în interiorul unei camere etanșate cu un sistem adecvat de reglare a presiunii. Prin reglarea presiunii uleiului în interiorul camerei hidraulice pretensionarea rulmentului poate fi adaptată la variațiile de viteză și sarcină pe o gamă vastă, cu scopul de a se realiza comportarea dinamică optimă a fusului. Flanșa de ghidare voluminoasă de pe calea de rulare interioară care nu are nici o funcție în cursul operației protejează rulmentul în cazul unei scăderi totale a presiunii. Următoarele avantaje oferite de rulmentul Hydra-Rib* au fost obținute și în această mașină:

- Rulmenții fusului funcționează la o reglare optimă pe întreaga gamă de viteză
- O mai bună rigiditate statică și dinamică a fusului
- O mai bună precizie de rotație
- Rezultate optime pentru așchieri grele
- O mai lungă durată de serviciu a uneltelor.

Firma Reinhard Bohle GmbH a colaborat deja cu firma Timken la dezvoltarea mașinilor sale încă din 1966. In clipa de față rulmenții Timken sînt folosiți în fabricile sale atît pentru fusuri de tipul Producent S1 (11,2 la 4500 rpm), cît și pentru tipurile W1, W2 și S2 funcționînd în gama de viteză de 11,2 la 2800 rpm.



In cei peste 75 de ani de colaborare cu industria, Timken a dezvoltat o gamă vastă de rulmenți cu role conice de calitate superioară pentru necesitățile specifice ale unei mari varietăți de întrebuințări, acești rulmenți fiind folosiți în aproape toate cazurile în care este nevoie de elemente de sprijin pentru piese rotative de mașină. De pildă la mașiniunelte. In vehicule de transport feroviar și mașini agricole. In instalații industriale de toate tipurile. Chiar pentru telescoape.

Firma Timken va colabora de asemenea cu Dumneavoastră dacă este vorba de proiectarea unor produse pentru o performanță maximă și la cost redus. Vă rugăm să intrați în contact cu noi. Dacă este posibil încă din faza inițială a lucrărilor de proiectare.

Timken France – Succursale de The Timken Company, B.P. 89, 68002 Colmar Cedex

TIMKEN®
MARCA DEPUSĂ
RULMENTI CU ROLE CONICE

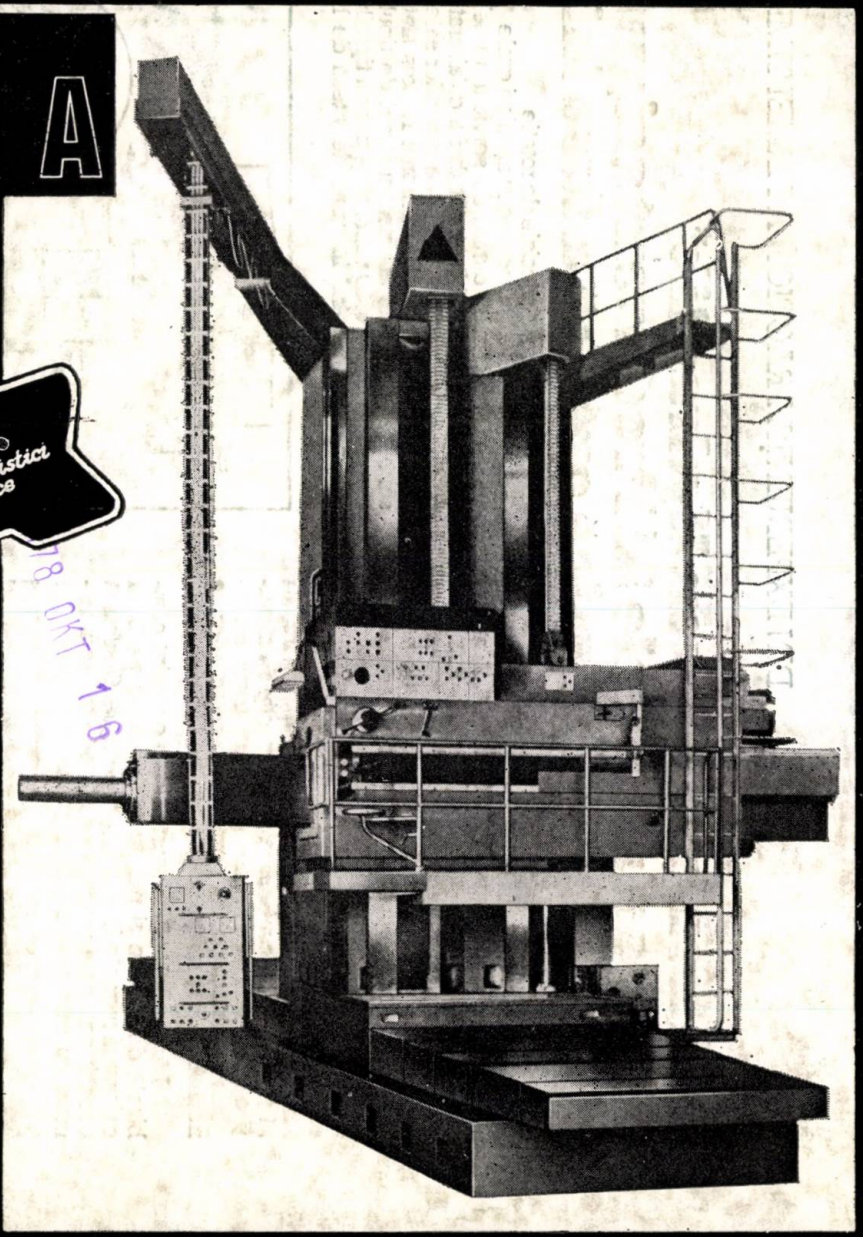
*Inscrierea brevetului în curs

REALIZARI DE PRESTIGIU ALE CONSTRUCTIEI DE MASINI DIN ROMANIA

AFP.180 A

caracteristici tehnice

Diametrul arborelui de alezare	180 mm
Alezajul conic al arborelui de alezare	ISO 60 mm
Diametrul arborelui de frezare	240 mm
Dimensiunile pinolei	420 x 420 mm
Cursa longitudinală a arborelui de alezare (Z)	1 900 mm
Cursa longitudinală a pinolei (W)	1 200 mm
Cursa verticală a păpuşii (Y)	3 800 mm
Cursa transversală a motorului (X)	10 500 mm
Vitezele de rotaţie :	
Numărul de domenii mecanice	6
Gama turaţiilor	1,6 - 800 rot/min
Puterea nominală a motorului principal (c.c.)	60 kW
Vitezele de avans :	
Gama avansurilor de lucru pe direcţia X şi Y	0,8 - 200 mm/min
Gama avansurilor de lucru pe direcţia Z şi W	0,08 - 2 000 mm/min
Viteza de deplasare rapidă pe direcţia X şi Y	5 000 mm/min
Viteza de deplasare rapidă pe direcţia Z şi W	3 150 mm/min
Dimensiunile de gabarit: L x l x I	16 000x4 000x8 000 mm
Greutatea aproximativă	13 000 kg



18 OKT 16

=3279

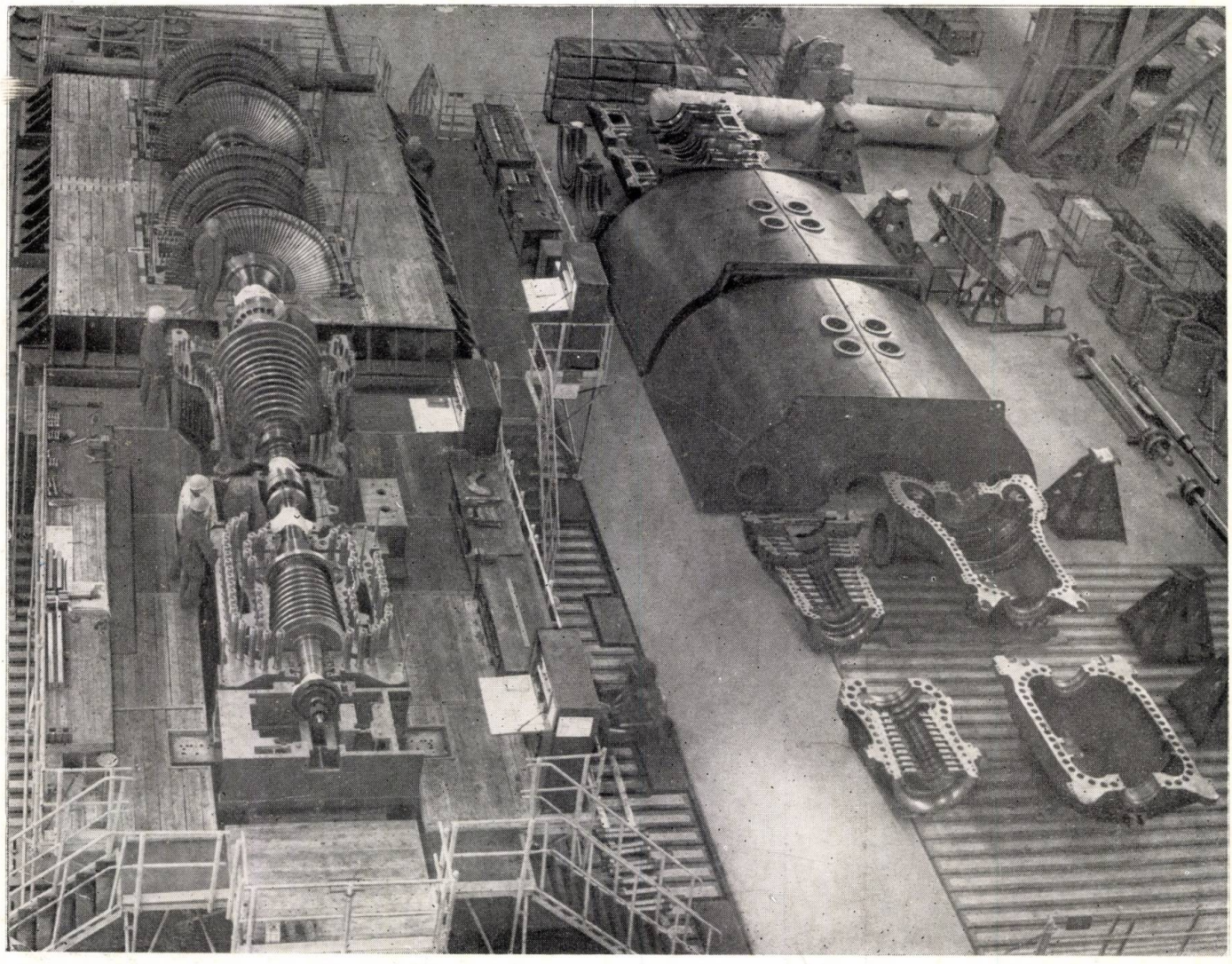
REFERALVA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

8

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ AUGUST ■ 1978

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA



TURBOAGREGAT DE 330 MW

TURBINA

Putere — 330 MW
Turație — 3000 rot/min

Parametrii aburului :

Presiune — 136 ata
Temperatură — 535°C
Greutate — 485 t

TURBOGENERATOR THA 330-2

Putere — 388 MVA
Tensiune — 24 kV
cos ∅ — 0,85
Frecvență — 50 Hz
Greutate — 315 t

În imagine, rotorul turbinei pe standul de probe finale de la Intreprinderea de mașini grele București.

„Toate popoarele au nevoie de pace pentru a-și putea concentra forțele dezvoltării economico-sociale, ridicării nivelului de trai. Mai presus de toate, popoarele au dreptul de a fi stăpîne pe bogățiile lor naționale, de a fi cu adevărat libere și independente; numai în condițiile deplinei independențe naționale fiecare popor se poate consacra plenar luptei pentru progres și bunăstare".

(Din Cuvîntarea la Marea adunare populară de la Tulcea, sîmbătă 29 iulie, 1978).

1978 OKT 14

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 8, AUGUST 1978

CUPRINS

METODE DE PROIECTARE CU CALCULATORUL

1. Mașini-unelte și scule așchietoare

CHIRIACESCU, S. T., MANGERON, D. I. : **Metodă pentru trasarea diagramelor de stabilitate a mașinilor-unelte așchietoare *).** 373

RUSU, S., ROSZA, F. : **Determinarea pe calculator numeric a coordonatelor capetelor multiax.** 377

IVAN, V. N., CHIRIACESCU, S. T., BUZATU, C. : **Determinarea parametrilor structurali ai mașinilor-unelte prin prelucrarea pe calculator numeric a curbelor de complianță dinamică.** 385

FLOREA, S., BORANGIU, T. : **Conceptul de adaptabilitate asociat sistemului dinamic mașină-unealtă — proces de așchiere.** 393

GAVRILAȘ, I., MARINESCU, R. : MARINESCU, N., **Stabilirea ecuațiilor parametrice pentru camele-disc și desenarea lor automată *).** 401

GAVRILAȘ, I., MARINESCU, N., MARINESCU, R., **Algoritm general pentru calculul și proiectarea camelor disc *).** 405

RUSU, S., BADEA, S. V. : **Regim optim de așchiere la supranetezirea cu bandă abrazivă.** 409

2. Mecanisme

CRUDU, M., PERJU, D., PAU, V. : **Cinetostatica unui regulator automat de avans pentru motoare cu ardere internă *).** 413

DUCA, C., SIMIONESCU, I. : **Analiza mecanismelor planetare pe baza grupelor structurale *).** 416

LUȚA, L., MOROȘANU, M., ALBEANU, S., MITRUȘ, M., CEAPOIU, F. : **Contribuții la studiul dinamicii mecanismului de acționare a supapelor pe baza analogiei electromecanice *).** 412

SILAȘ, G., KLEPP. J. H., DRĂGULESCU, DOINA, CIOARĂ, T., ARKE, M. **Studiul teoretic și experimental al dinamicii unei prese pneumatice cu mecanism de amplificare plan *).** 424

ANTONESCU, P., DRANGA, M., TEMPEA, I. **Asigurarea preciziei cinematice a preselor de vulcanizat camere de aer *).** 428

BUCȘA, I. **Contribuții la studiul melcilor cilindrici riglați cu ajutorul calculatorului FELIX C-256 *).** 433

*) Lucrări prezentate la cel de „al II-lea Simpozion Internațional TMM—IFTOM. (Teoria mașinilor și a mecanismelor — Federația Internațională pentru teoria mașinilor și a mecanismelor). Alte lucrări prezentate la acest simpozion, privind „Mecanisme plane", „Mecanisme spațiale" și „Mecanisme complexe" au fost cuprinse în numărul 6 din iunie 1978 al revistei „Construcția de mașini".

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu
Consultant științific : Dr. ing. Iosif Tempea

SUMAR

CZ : 621.941.001.2

Chiriacescu, S. T,. Mangeron, D. I.: **Metodă pentru trasarea diagramelor de stabilitate a mașinilor-unelte aşchietoare.**

Pentru analiza stabilității sale, sistemul dinamic de prelucrare a fost considerat ca un sistem liniar cu întîrziere. În prima etapă, neliniaritățile datorate forței de aşchiere şi structurii elastice au fost liniarizate armonic. Apoi, luînd în considerare o structură cu un singur grad de libertate, a fost conceput un program de calcul cu ajutorul căruia se obțin coordonatele punctelor aflate la limita de stabilitate (absolută).

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 7 fig., 7 ref.

CZ : 621.9 : 681.31

Rusu, Ş., Rosza, F.: **Determinarea parametrilor structurali ai mașinilor-unelte prin prelucrarea pe calculator numeric a curbelor de complianță dinamică.**

În lucrare este prezentată determinarea parametrilor structurali ai mașinilor-unelte prin metoda descompunerilor succesive, în ipoteza liniarității structurii mașinii. Sînt deduse relațiile de calcul implicate de metodă şi este dat programul de rezolvare a problemei pe un calculator numeric WANG 2200—B. Este prezentat, de asemenea, un exemplu de aplicare pentru structura elastică a unei mașini orizontale de alezat şi frezat, tip AF 85.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 4 fig., 1 tab., 11 ref.

CZ : 621.9 : 681.31

Chiriacescu, S. T,. Ivan, V. N., Buzatu, C.: **Determinarea pe calculator numeric a coordonatelor capetelor multiax.**

După o prezentare sintetică a relațiilor care se folosesc la calculul coordonatelor axelor de la roțile intermediare ale capetelor multiax, formulele respective au fost încadrate într-o schemă logică pe baza căreia s-a întocmit un program pentru calculatorul Felix C 256. Exemplul prezentat ilustrează atît posibilitatea cît şi avantajele utilizării calculatorului în faza de proiectare.

Construcția de masini, 30 (1978), nr. 8, 3 fig., 2 tab., 4 ref.

CZ : 621.941

Florea, S., Borangiu, T.: **Conceptul de adaptabilitate asociat sistemului dinamic mașină unealtă — proces de aşchiere. Realizabilitatea fizică a sistemelor adaptive a regimurilor de aşchiere.**

Lucrarea abordează problema conducerii prin echipamente ierarhic superioare a regimurilor de aşchiere pe mașini unelte. Pornind de la considerente economice, se arată scopul conducerii adaptive şi optimale a uzinării. Pentru realizabilitatea fizică a sistemelor de conducere adaptivă a aşchierii se introduce conceptul de adaptabilitate pentru ansamblul mașină unealtă (sistem elastic echivalent) — proces de aşchiere, care permite elaborarea unei variante de conducere, cît şi evidențierea mărimilor caracteristice conducerii. În final se prezintă principalele clase de sisteme : de adaptare convențională, cu restricții (ACC) şi adaptiv-optimale (ACO), şi mijloacele de implementare a lor.

Construcția de masini, 30 (1978), nr. 8, 12 fig., 4 ref.

CZ : 621—231

Duca, C., Simionescu, L.: **Analiza mecanismelor planetare cu ajutorul grupelor structurale.**

Se prezintă procedeele de analiză pentru cîteva grupe structurale, a căror sinteză s-a făcut într-o lucrare anterioară. Grupele structurale sînt interpretate ca multipoli cinematici. Relația între parametrii de ieşire şi de intrare se explică sub formă de matrice — o matrice de transmisie.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 5 fig., 5 ref.

CZ : 621.835 : 681.31 : 621.941.23

Gavrilaş, I., Marinescu, R., Marinescu, N.: **Stabilirea ecuațiilor parametrice pentru camele-disc şi desenarea lor automată.**

Este cunoscut că, pe o camă-disc principală a unui strung automat, trebuie realizate la unghiuri foarte diferite o serie de curbe caracteristice procesului tehnologic de prelucrare. Stabilirea unui model matematic general valabil de determinare a ecuațiilor parametrice ale acestor curbe, şi rezolvarea acestui model cu ajutorul calculatorului electronic, elimină posibilitatea unor erori de calcul, ducînd la creşterea preciziei de realizare a camelor, şi implicit la creşterea preciziei de realizare a pieselor prelucrate pe strungurile automate, reducînd volumul muncii de proiectare.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 5 fig., 1 tab., 5 ref.

CZ : 621.835 : 621.941.23 : 681.31

Gavrilaş, I., Marinescu, N., Marinescu, R.: **Algoritm general pentru calculul şi proiectarea camelor-disc.**

Lucrarea prezintă o metodă de calcul şi trasare a seturilor de came-disc, utilizate la strungurile automate monoax. În acest scop, este necesară atît implementarea algoritmului tehnologic general în memoria calculatorului, cît şi ale caracteristicilor tehnice ale diferitelor strunguri automate pentru care se dorește obținerea desenelor de execuție pentru seturile de came-disc, în funcție de reperele care trebuie să fie prelucrate. Programul alcătuit, permite utilizarea calculatorului pentru calculul şi trasarea seturilor de came, pentru diferite strunguri automate monoax, micşorînd timpul de proiectare a proceselor tehnologice şi trasare a seturilor de came, la un timp foarte mic în comparație cu metodologia clasică.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 9 fig., 4 ref.

CZ : 621.91.07 : 621.82

Rusu, Ş., Badea, S., V.: **Regim optim de aşchiere la supranetezirea cu bandă abrazivă.**

Lucrarea definește regimul de aşchiere optim la supranetezirea cu bandă abrazivă a fusurilor arborilor cotiți în prezența vibrațiilor benzii din punct de vedere al productivității, folosind metoda programării liniare. Soluția optimă este definită prin valorile : $F_p = 501$ daN ; $V_a = 41$ m s ; $n_a = 300$ rot/min ; $s_1 = 1$ mm/rot ; $t = 2 \cdot 10^{-4}$ mm, valori ce asigură productivitatea maximă a prelucrării în condițiile respectării restricțiilor menționate în lucrare. Problema prezintă un interes practic deosebit permițînd proiectarea tehnologiei de fabricație la supranetezirea cu bandă abrazivă folosind mase adiționale care introduc vibrații în sistemul de rulare al benzii.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 1 fig., 11 ref.

CZ : 621.43

Crudu, M., Perju, D., Pau, V.: **Cinetostatica unui regulator automat de avans pentru motoare cu ardere internă.**

Regulatorul studiat este un mecanism cu două grade de mobilitate care are rolul de a asigura avansul optim la injecție pentru întreaga gamă de viteze unghiulare de funcționare. Datorită faptului că mecanismul are o conexiune dinamică care stabilizează deplasările corespunzătoare celui de al doilea grad de mobilitate, se impune studiul cinetostatic al mecanismului. Din acest studiu, în lucrare, se deduce dependența funcțională dintre parametrul de poziție şi viteza unghiulară a arborelui pe care se montează regulatorul, precum şi gradul de insensibilitate al acestuia.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 5 fig., 3 ref.

CONTENTS

DC : 621.941.001.2

Chiriacescu, S. T., Mangeron, D. I : **Method for the stability marking of cutting machine-tools.**

For analysing the stability of the dynamic mechanical treatment system, there has been considered a lineal system with delay. In the first stage the non linearity, caused by the cutting force and the elastic structure, has been linearized armonically. Than, considering a structure with a single degree of liberty, it has been elaborated a calculation program which can be used in obtaining the coordinates of the points, on the absolute limit of stability.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 7 fig., 7 ref.

DC : 621.9 : 681.31

Rusu, Ș., Rosza, F. : **Determination of structurals parameters of the machine-tools by proccessing on numerical computer of the dynamic compliance curves.**

The title problem is studied by means of the method of successives decompositions, in the assumption of machine-tool structure liniarity. There is deduced the relationship implicated by the method and it is given the programme for the solution of this question on numerical computer WANG 2200—B. It is presented one example of the application for the structure of a plane boring and milling machine, type AF 85.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 4 fig., 1 tab., 11 ref.

DC : 621.9 : 681.31

Chiriacescu, S. T., Ivan, V. N., Buzatu, C. : **The determination of coordinates of multiaxle socket heads.**

After a synthetic presentation of the relationship, which is used in the calculation of axle coordinates, on the intermediary wheels of multiaxle socket heads, the respective formula have been fitted into a logical scheme. Having this scheme, there has been worked out a calculation program for the calculator FELIX C 256. This example is to illustrate both the posibilities and the advantages of the utilization of the calculator, in the layout phase.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 8 fig., 2 tab., 4 ref.

DC : 621.941

Simion, F., Borangiu, T. : **The adaptability concept associated to the machine tool-cutting process dynamic system. The realizability of adaptive control systems of cutting proceses.**

The paper establishes the main problems of machine-tool cutting process control, by means of high-level control equipments. The purpose and practical effect of adaptive control units are derived from economical considerations. In order to choose a control method, as well as to establish the specific control signals, one defines the adaptability concept, associated to the dynamic tandem machine tool (elastic equivalent system) — cutting process. Finally, the basic adaptive control systems (Adaptive Control Constrained — ACC, and Adaptive Control Optimization — ACO), as well as their implementation means are presented.

Constructia de masini, 30 (1978), no. 8, 12 fig., 4 ref.

DC : 621.835 : 681.31 : 621.941.23

Gavrilaș, I., Marinescu, R., Marinescu, N. : **Establishment of the parametric equations for disk-cams and their automatic drawing out.**

It is well known that on an automatic lathe main disk-cam, a wide range of angles should be generated to match the characteristic curves of the technological process. Setting up a general mathematic model for generating the parametrical equations of these curves, as well as solving this mathematic model with an electronic calculator, eliminates any possible error. This will improve the execution accuracy of the automatic lathe.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 1 tab., 5 ref.

DC : 621.835 : 621.941.23 : 681.31

Gavrilaș, I., Marinescu, N., Marinescu, R. : **General utility programme for calculating and designing disk-cams.**

This writing is presenting a calculation and plotting method for disk-cam sets, being used at uniaxial automatic lathes. For this purpose there is necessary both the implementation in the computer memory of the general tehnological algorithm and of the technical characteristics of different automatic lathes ; depending on the references to be processed, there could be obtained manufacturing drawings of the disk-cam sets. The programme allows the practical application of the computer for calculating and plotting cam sets for different uniaxial automatic laths types, saving the time required for designing the technological process and for plotting the cam sets.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 9 fig., 4 ref.

DC : 621.91.07 : 621.82

Rusu, S., Badea, S. V. : **The optimal cutting regime at the super adjustment with abrasive belt.**

The study gives a definition for the optimal cutting regime, in the operation of super adjustment with abrasive belt, on the cranhshaft, by using the method of linear programation. The optimal solution is characterized by following values : $F_p = 501$ daN ; $V_a = 41$m s ; $n_a = 309$ rot/min ; $S_l = 1$ mm/rot ; $t = 2 \cdot 10^{-4}$. These values gives the guaranty for obtaining maximal productivity of processing, in the above mentioned conditions. The method is interesting because it perimets the layout of the manufacture tehnique, for super adjustment with abrasive belt. There are some additional masses which introduces vibrations into the rolling system of the belt.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 1 fig., 11 ref.

DC : 621.43

Crudu, M., Perju, D., Pau, V. : **The kinetostatics of a automat governor of advance for internal combustion engines.**

The studied governor is a two degree of freedom mechanism which has the role to ensure the optimum injection advance for the full range of angular velocity of the engine. Due to the fact that the mechanism has a „dynamic conexion" which ensure the movement stability accordingly to the second degree of freedom, it is necessary the kinetostatic study of the mechanism. In the paper, the correlation between position parameter and angular velocity of the governor shaft is derived, as well as the insensibility degree of the governor.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 3 ref.

DC : 621—231

Duca, C., Simionescu, I. : **The analysis of planetary gear trains on the basis of structural groups.**

The paper proposes a method of analysing the planetary gear trains on the basis of structural groups. For this purpose there are analysed the methods of analysis for several structural groups whose synthesis has been made in a previous paper. The structural groups are considered to be kinematic multipoles. The relation between its input and output parameters is expressed with the help of a transformation matrix.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 5 ref.

SOMMAIRE

CD : 621.941.001.2

Chiriacescu, S. T., Mangeron, D. I.: **Méthode pour le traçage des diagrammes de stabilité des machines-outils.**

Pour l'analyse de sa stabilité, le système dynamique d'usinage a été considéré comme un système linéaire à retard. Premièrement, les non-linéarités dues à l'effort de coupe et à la structure élastique ont été linéarisées harmonieusement. Ensuite, en tenant compte de la structure avec un seul degré de liberté, on a conçu un programme de calcul à l'aide duquel on obtient les coordonnées des points qui se trouvent à la limite de stabilité (absolue).

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 7 fig., 7 ref.

CD : 621.9 : 681.31

Rusu, Ş., Rosza, F.: **La détermination des paramètres structuraux des machine-outils par l'interprétation sur un calculateur numérique des courbes de compliance dynamique.**

Dans l'étude on détermine les paramètres structuraux des machines-outils par la méthode des décompositions successives, dans l'hypothèse de la liniarité de structure de la machine. On a déduit les relations de calcul impliquées par la méthode et on a donné le programme de la résolution du problème sur un calculateur numérique WANG 2200-B. On a présenté un exemple d'application pour la structure élastique d'une machine horizontale à aléser et à fraiser, type AF 85.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 4 fig., 1 tab., 11 ref.

CD : 621.9 : 681.31

Chiriacescu, S. T., Ivan, V. N., Buzatu, C.: **La détermination sur le calculateur numérique des coordonnées des têtes multiaxes.**

Après une présentation synthétique des relations qui s'utilisent au calcul des coordonnées des axes appartenant aux roues intermédiaires des têtes multiaxes, les formules respectives ont été introduites dans un schèma logique sur lequel on a dressé un programme pour le calculateur Felix C 256. L'exemple présenté démontre la possibilité et les avantages de l'utilisation du calculateur dans la phase de projection.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 8 fig., 2 tab., 4 ref.

CD : 621.941

Simion, F., Borangiu, T.: **Le concept d'adaptabilité associé au système dynamique machine-outil-processus de coupe. La possibilité de la réalisation des systèmes adaptifs des règimes d'usinage.**

On présente le problème du réglage des régimes de coupe sur machines-outils, à l'aide des équipements de commande hiérarchisés. La réalisation des systèmes de commande adaptive de l'usinage impose l'introduction du concept de l'adaptabilité pour le couple machine-outil (système élastique equivalent) — processus de coupe, qui permet d'élaborer une solution de réglage, et de définir les signaux caractéristiques pour la commande. Dans la seconde partie de l'article, on presente les principales classes de systèmes : Adaptifs Conventionnels à Restrictions (*ACC*) et d'Optimisation (*ACO*), ainsi que leurs moyens d'implémentation.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 1º fig., 4 ref.

CD : 621—231

Duca, C., Simionescu, I.: **L'analyse des mecanismes planétaires a l'aide des groupes structuraux.**

On y présente les procédés d'analyse pour quelques groupes structuraux dont la synthèse est faite dans un travail antérieur. Les groupes structuraux sont interprétés comme des multipôles cinématiques. La relation entre les paramètres qui sortent et qui entrent s'explique sous la forme de matrice à l'aide d'une matrice de transmission.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 5 ref.

CD : 621.835 : 681.31 : 621.941.23

Gavrilaş, I., Marinescu, R., Marinescu, N.: **La détermination des équations paramétriques pour les cames-disque et leur désignation automatique.**

Sur une came disque principale d'un tour automatique il faut réaliser, aux angles trés differents, des courbes caractéristiques du processus technologique de l'ussinage. La détermination d'un modèle mathématique général valable de déterminer les équations paramètriques de ces courbes et la résolution de ce modèle à l'aide du calculateur électronique, élimine la possibilité des erreurs de calcul menant à la croissance de précision de réalisation des cames et en même temps à la croissance de la précision, de réalisation des pièces usinées aux tours automatiques en diminuant le volume du travail d'étude.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 1 tab., 5 ref.

CD : 621.835 : 621.941.23 : 681.31

Gavrilaş, I., Marinescu, N., Marinescu, R.: **L'algorithme général pour le calcul et la projection des cames disque.**

L'étude présente une méthode de calcul et tracement des jeux des cames-disque, utilisées aux tours automatiques monoaxes. Dans ce but, il est nécessaire d'implanter tant l'algorithme technologique dans la mémoire du calculateur que les caractéristiques techniques des differents tours automatiques pour lesquels on doit obtenir des dessins d'éxecution pour jeux de cames-disque en fonction des répères qu'on doit usiner. Le programme réalisé permet l'utilisation du calculateur pour le calcul et le trasage des jeux de cames pour des différents tours automatiques monoaxes, en diminuant le temps de projection des processus technologiques et le trasage des jeux de cames à un temps très court en comparaison avec la méthodologie classique.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 9 fig., 4 ref.

CD : 621.91.07 : 621.82

Rusu, Ş., Badea, S. V.: **Régime optimal de coupe au superfinissage à bande abrasive.**

L'article présente le régime de coupe optimal au superfinissage à bande abrasive des chevilles des vilebrequins en présence des vibrations de la bande du point de vue de la productivité, en utilisant la méthode de la programmation linéaire. La solution optimale est définie par les valeurs : $Fp = 501$ daN ; $Va = 41$ m/s; $na = 300$ rot/min ; $s_l = 1$ mm/rot ; $t = 2 \cdot 10^{-4}$ mm, valeurs qui assurent la productivité maxima de l'usinage, en respectant les restrictions y mentionnées. Le problème présente un intérêt pratique particulier, en permettant la projection de la technologie de fabrication au superfinissage à bande abrasive, en utilisant des masses d'addition qui introduisent des vibrations dans le système de roulage de la bande.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 1 fig., 11 ref.

CD : 621.43

Crudu, M., Perju, D., Pau, V.: **La cinétostatique d'un régulateur automatique d'avance pour les moteurs à combustion.**

Le régulateur étudié est un mécanisme qui a la destination d'assurer l'avance optimum pour l'entier domaine des vitesses angulaires de fonctionement. Parceque le mécanisme a une connexion dynamique qui stabilise les déplacements du deuxième degré de mobilité, s'impose l'étude cinétostatique. On déduit la dépendence fonctionelle entre le parammètre de position et la vitesse angulaire d'arbre et aussi le degré d'insensibilité.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 3 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.941.001.2

Chiriacescu, S. T., Mangeron, D. I. : **Methode zur Bestimmung der Stabilitätsdiagramme bei Schintt Werkzeugmaschinen.**

Bei der Stabilitätsanalyse, wurde das dynamische Bearbeitungsystem als ein lineares System mit Verspätung angenommen. In der ersten Etappe ist es gelungen die Unliniaritäten, als Folge der Schnittkraft und der elastischen Struktur, harmonisch zu liniarisieren. Auf Grund einer Struktur mit einem einzigen Freiheitsgrad, wurde ein Rechnerprogramm, mit Hilfe dessen die Punkte der Koordonaten, an der absoluten Stabilitätsgrenze, erstellt.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 7 Bild., 7 Lit.

DK : 621.9 : 681.31

Rusu, Ș., Rosza, F. : **Bestimmung der Strukturparameter der Werkzeugmaschinen durch Verarbeiten der dynamischen Elastizitätsbeizahlkurven mittels digitaler Rechnerautomaten.**

Die Arbeit enthält eine Darstellung der Bestimmung von Strukturparametern der Werkzeugmaschinen, durch aufeinanderfolgende Zerlegung, in der Voraussetzung der Linearität der Werkzeugmaschinenstrukturen. Man leitet die rechnerischen Beziehungen der Methode ab, und es ist das Programm zur Lösung des Problems auf einem WANG 2200-B Rechnerautomat gegeben. Man stellt ein Anwendungsbeispiel im Falle der elastischen Struktur eines Bohrwerks Typ AF 85 dar.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 4 Bild., 1 Taf., 11 Lit.

DK : 621.9 : 681.31

Ivan, V. N., Chiriacescu, S. T., Buzatu, C. : **Bestimmung der Mehrspindelendenkoordonaten mit numerisch gesteuerten Rechnern.**

Auf Grund einer synthetischen Beschreibung der Beziehungen, welche zur Berechnung der Spindelkoordonaten bei den intermediären Rädern der Mehrspindelenden dienen, erhält man bestimmte Formeln innerhalb einer logischen Schemata. Somit besteht die Möglichkeit, das Rechnerprogramm für den Rechner, Typ Felix C 256 aufzustellen. Das oben angeführte Beispiel zeigt sowohl die Möglichkeit der Anwendung des Rechners, als auch seine Vorteile in der Projektierungsphase.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 8 Bild., 2 Taf., 4 Lit.

DK : 621.941

Simion, F., Borangiu, T. : **Der Adaptabilitätsbegriff vereinigt mit dem dynamischen System Werkzeugmaschine — Bearbeitungsprozess. Aufbau der adaptiven Systeme für Zerspanungsprozesse.**

Die Steuerung der Werkzeugmaschinen, mit erhöhter Automatisierung während dem Bearbeitungsprozess wird hier beschrieben. Ökonomische Gründe weisen auf die adaptive und optimale Regelung der Bearbeitung hin. Die technische Ausführung der adaptiven Regelungsystemen, sowie die Wahl der Regelungssignale und der Prozessführungsarten, sind durch die Einführung des Adaptabilitätsbegriffs für das dynamische System Werkzeugmaschine — Zerspanungsprozess ermöglicht. Schliesslich macht man eine Gegenüberstellung der Prozzessführungsarten : Grenzregelung Systeme (*ACC*) und Optimierregelung Systeme (*ACO*), und ihre Aufbau Mitfel.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 12 Bild., 4 Lit.

DK : 621.835 : 681.31 : 621.941.23

Gavrilaș, I., Marinescu, R., Marinescu, N. : **Feststelung der Parameter Gleichungen für die Hauptkurvenhubscheibe und deren automatische Zeichnung.**

Es ist bekannt, dass auf einer Hauptkurvenhubscheibe des Dreihautomots bei mehrartigen Winkeln, eine Reihe von charackteristischen Kurven, im bezug auf den thechnologischen Prozess durchzuführen sind. Die Abwicklung eines mathematischen Models, des im bei verschiedenen Gleichungen zur Berechung des Kurvenprofills angewendet werden kann, vermeidet die Erscheinung eines Rechnungsfehlerf. Dadurch erhält man eine Steigerung der Kurvenprofil — und Massgenauigkeit der zu bearbeitenden Werkstücke die auf dem Drehautomat hergestellt worden sind.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 5 Bild., 1 Taf., 5 Lit.

DK : 621.835 : 621.941.23 : 681.31

Gavrilaș, I., Marinescu, N., Marinescu, R. : **Allgorythmus zur Berechnung und Fertigung der Kurvenhubscheiben.**

In der vorliegenden Arbeit beschreibt man eine Methode zur Berechnung — und Fertigung der Kurvenhubscheien, die bei den Einspindelautomaten verwendet werden. Zu diesem Zweck soll man sowohl den thechnologischen Allgorytmus, als auch Drehmaschinendaten in die Rechenmaschine einsetzen, um die Profilzeichnung der Kurvenhubscheibe im bezug auf die zu bearbeitenden Werckstücke erhalten zu können. Das Rechnungsprogramm vermitellt die Anwendung der Rechenmaschine zur Berechnung — und Fertigung der Kurvenhubscheiben, die man zur Steuerung des Einspindelautomats verwendet. Dadurch vermindert sich die Entwurfszeit des tehnologischen Prozesses, im Vergleich zur klassischen Methodologie, die bis jetzt angewendet wurde.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 9 Bild., 4 Lit.

DK : 621.91.07 : 621.82

Rusu, Ș., Badea, S. V. : **Optimales Schleifarbeitsregim bei Oszillationslappen mit Schleifband.**

Das Studium bestimnet das optimale Schleifarbeitsregime bei Oszillationslappen mit Schleifband, bei der Kurbelachse während der Vibrationen ; dabei wird die Methode der Liniaren Programmierung angewendet. Die optimale Lösung ist durch folgende werte definiert : $Fp = 501$ daN ; $V_a = 41$ m/s ; $n_a = 300$ u/min ; $S_l = 1$ mm ; $t = 2 \cdot 10^{-4}$ mm. Die werte garantieren für die maximale Produktivität der Bearbeitung, in oben genannten Bedingungen. Dieses neue Problem ist von besonderem Interesse weil damit die Projektierung der Verfahrungstehnik bei Oszillationslappen mit Schleipband ermöglicht wird ; es werden zusätzlichen Uassen verwendet welche Vibrationen ins Kollsystem des Baudes einführen.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 1 Bild., 11 Lit.

DK : 621.43

Crudu, M., Perju, D., Pau, V. : **Kynetostatik eines automatischen voreinspritzreglers für verbrennungsmotoren.**

Der untersuchte Regler ist ein Mechanismus mit zwei Getriebefreiheitsgraden, der den optimalen Einspritzwinkel über der ganzen Bereich der Winkelgeschwindigkeiten zu regeln hat. Da der Mechanismus eine dynamische Verbindung hat, welche die, durch den zweiten Freiheitsgrad hervorgerufenden Verschiebungen stabilisiert, ist ein kynetostatisches Studium des Reglers nötig. Auf Grund dieses Studiums werden in vorliegender Arbeit die funktionelle Dependenz zwischen dem Positionsparametern und der Winkelgeschwindigkeit der Antriebswelle des Reglers, sowie der Unempfindlichkeitsgrad des Reglers abgeleitet.

Construcția de mașini, 30 (1978), Nr. 8, 5 Bild., 3 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 621.941.001.2

Кириаческу, С. Т., Манжерон, Д. И. : **Метод для разметки диаграмм стабильности металлорежущих станков.**

Для исследования своего стабильности, динамический систем переработки был задуман линейный систем с запаздыванием. В начале, нелйнейности вследствие силы резания и эластичной структуры были гармонически линейнизированы.

Затем, взвешивая структура с одной степень независимости, был задуман одну расчётную программу, с помощью которого получился координаты точек у предела (абсолютной) стоимости.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 7 рис., 7 лит.

ДК : 621.9 : 681.31

Русу, Ш., Рожа, Ф. : **Определение структурных параметров станков при помощи переработки кривых динамической податливости на вычислительной машине.**

В работе представлена определение структурных параметров станков при помощи последовательных расселожений в предположении линейности структуры. Определены расчетные зависимости методы и данна программа вычислении задач на ЭВМ типа WANG 2200-B. Представлен пример вычислении для упругой структуры горизонтального расточного-фрезерного станка типа AF 85.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 4 рис., 1 таб., 11 лит.

ДК. : 621.9 : 681.31

Кириаческу, С. Т., Иван, В. Н., Бузату, К : **Определение с помощью вычислительной машины координатов многошпиндельных головок.**

После синтетического предъявления соотношении используемых к расчёта координатов валов промежуточных колёс многошпиндельных головок, эти формулы проникаются в логической схеме, на основе которого составляется одну программу для ЭВМ Felix C 256 Представляющий пример показывает возможность и преймущества использования ЭВМ в проектирование.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 8 рис., 1 таб., 4 лит.

ДК : 621.941

Флореа, С., Боранджиу, Т. : **Понятие приспособляемости в динамической системе станок-процесс резания Физическое выполнимость приспособляемых систем режимов резания.**

В работе представляется задача управления режимов резания на станках, с помощью нерархических систем. Из экономических соображенний показывается цель приспособляемого и оптимального управления процессам обработки. Для описания физического выполнимости приспособляемых систем процесса резания вводится понятие приспособляемости для совокупности станок-процесс резания, которое позволяет определить вариант управления, а также выявление характеристических величим управления.

Показывается главные классы систем а именно : условной адаптации, оптимальные с органичениями и адаптор, а также способ их имплементации.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 12 рис., 4 лит.

ДК. : 621.835 : 681.31 : 621.941.23

Гаврилаш, И., Маринеску, Р., Маринеску, Н. : **Составление параметрических уровнений для дисковых кулачков и их автоматическое черчение.**

Известно, что на одном основом дисковом-кулачке автоматического токарного станка нужно реализовать — у разных углов — определённое число кривых, в зависимость с технологическим процессом переработки. Составление одного математического образца для общего определения параметрических уровнений этих кривых, и решение этого образца с помощью вычислительной машины, устраняют возможность расчётных ошибок, позволяя : увеличение точности переработки кулачков, и в тоже время укрепление точности обработки деталей на автоматических токарных станках и уменьшение объёма проектирования.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 5 рис., 1 таб., 5 лит.

ДК : 621.835 : 621.941.23 : 681.31

Гаврилаш, И., Маринеску, Н., Маринеску, Р. : **Общии альгорифм для расчёта и проектирования дисковых кулачков.**

Представляется метод расчёта и разметки комплектов дисковых-кулачков, используемых у односпиндельных токарных автоматов.

Необходимо для этого вписывание в памяти вычислительной машины общего технологического альгорифма, и технических характеристик разных типов токарных автоматов, для которых проектируются дисковые кулачки в зависимости от обрабатываемых деталей.

Составленная программа позволяет использование вычислительной машины для расчёта и разметки комплектов дисковых кулачков, и уменшение времени проектирования и разметки, в значительной маленький интервале по сравнению с классическими методами.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 9 рис., 4 лит.

ДК. : 621.91.07 : 621.82

Русу, Ш., Бадеа, С. В. : **Наилучший режим резания у передоводки с абразивной лентой.**

Произведение определяет режим наилучшего резания у передоводки с абразивной лентой шейк коленчатых волов при вибрациях ленты из за производительности, используя метод линейного планирования. Наилучшее разрешение определяется значеннями : $F_p = 501$ daN ; $V_a = 41$ m/s ; $n_a = 300$ rot/min ; $s_1 = 1$ mm/rot ; $t = 2 \cdot 10^{-4}$ mm ; подчёркнутые стоимости обеспечивают наибольшая производительность переработки в условях уважения упомянутых ограниченний. Работ позваляет проектирование технологий переработки у передоводки с абразивной лентой, используя аддитивные массы которые укладывают вибрации в системе пробега ленты.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 1 рис., 11 лит.

ДК : 621.43

Круду, М., Пержу, Д., Пау, В. : **Кинетостатика автоматического регулятора подачи для двигателей внутреннего сгорания.**

Исследованный регулятор-механизм с двумя степенями подвижности, который обеспечивает наилучший аванс при инъекций на вес диапазон угловых скоростей функционирования. Механизм обладает динамическим соединением, стабилизирующим соответствующие передвижения второй степени мобильности ; для того, необходимо кинетостатические исследование механизма. Определяется функциональная зависимость между позиноальным параметрам и угловой скоростью вала, на котором монтируется регулятор, также и степени нечювствительности регулятора.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 5 рис.,3 лит.

CZ : 621—231 : 681.31

Luța, L., Moroșanu, M., Albeanu, S., Mitruș, M., Ceapoiu, F. : **Contribuții la studiul dinamicii mecanismului de acționare al supapelor pe baza analogiei electromecanice.**

Se consideră mecanismul ca un bloc de transfer caracterizat prin poli și nuluri într-o funcție de transfer rațională. Mărimea de intrare a sistemului este dată prin valori discrete, corespunzînd unghiului de rotație, respectiv în funcție de timp. Această mărime se consideră eșantionată corespunzător în domeniul timp. Analiza sistemului este făcută în timp pe baza determinării răspunsului indicial al funcției de transfer. În baza modelării prezentate s-a realizat un program FORTRAN de determinare a răspunsului dinamic al mecanismului în diverse condiții de funcționare. Rezultatele obținute permit realizarea unui stimulator prin sinteza de filtre active pentru optimizarea soluției constructive.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 4 fig., 11 ref.

CZ : 621.979.82.001.2

Silaș, G., Klepp, H., Cioară, T., Drăgulescu, Doina, Marcus, A. : **Studiul teoretic și experimental al dinamicii unei prese pneumatice cu mecanism de amplificare plan.**

Se calculează funcția de transfer : presiunea în circuitul pneumatic — forța de lucru. Această funcție depinde de parametrii constanți, determinați de poziția de lucru, precum și de parametrii variabili, determinați de cursa capului port sculă a presei. Se măsoară presiunea în circuitul pneumatic al presei și forța de lucru. Înregistrarea acestor mărimi în decursul procesului de presare permite determinarea experimentală a funcției de transfer. Din înregistrarea regimului tranzitoriu pînă la realizarea presiunii de lucru, se studiază domeniul de liniaritate al funcției de transfer.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 5 fig., 3 ref.

CZ : 621.979 : 531.1

Antonescu, P., Dranga, M., Tempea, I. : **Asigurarea preciziei cinematice a preselor de vulcanizat camere de aer.**

La presele de vulcanizat camere de aer se poate asigura precizia cinematică pentru fazele de închidere și deschidere prin proiectarea camei de antrenare în funcție de legea de mișcare dedusă din condiția de deplasare rectiliniară a matriței superioare. Pentru realizarea cinematic — exactă a translației rectiliniare a matriței superioare, pe o distanță impusă, s-a găsit o soluție constructivă ușor de adaptat la presele de vulcanizat, care constă în proiectarea unei came fixe care ghidează o rolă montată pe același ax cu rola camei mobile.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 8 fig., 1 tab., 6 ref.

CZ : 621.834.001.2

Bucșa, I. : **Contribuții la studiul melcilor cilindrici riglați cu ajutorul calculatorului Felix C-256.**

În lucrare se expune un algoritm pentru calculul geometric al melcilor cilindrici riglați — arhimedic, evolventic, convolut speța *I* și *ND*, punînd în evidență profilul în secțiuni plane, paralele cu axa. Algoritmul de calcul este transpus în scheme logice, după care se fac calcule pentru tipurile menționate de melcii riglați, cu următorii parametrii : numărul de începuturi $Z = 1, 3, 5$, și coeficientul diametral $Q = 8, 10, 12$. Rezultatele calculelor sînt concretizate în diagrame din care se extrag observații și concluzii utile pentru proiectarea angrenajelor melcate.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 8, 8 fig., 3 tab., 2 ref.

DC : 621—231 : 681.31

Luța, L., Moroșanu, M., Albeanu, S., Mitruș, M., Ceapoiu, F. : **Contributions in the study of the dynamic of driving gears of the valves, based on electromechanical analogy.**

We consider the mechanism as a transfer block with nulls in a rational transfer function. The input function is available in a discret form, resulting from measurements performed in accordance with the crank angle, actually functions of time. A FORTRAN program was written and succesfull run on a CDC 3500, to compute the dynamic response of the mechanism in certain conditions. Results allow the realisation of a simulation device with active filters (digital or/and analog) for the optimisation of constructive solution.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 4 fig., 11 ref.

DC : 621.979.82.001.2

Silaș, G., Klepp, H., Cioară, T., Drăgulescu, Doina, Marcus, A. : **Theoretical and experimental investigation of the dynamic of a pneumatic press with a plane amplifying mecanism.**

The transfer function (pressure in the pneumatic circuit-working force) is calculated. This function depends from the constant parameters, determined from the working position of the press, as well as from the variable parameters, determined from the stroke of the tool head. The pressure and the force are recorded during the press-cycles. These plots permit the experimental determination of the transfer function. Recordings of the transient state, until the pressure arrives the rated value, permit the determination of the linear domain of the transfer function.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 3 ref.

DC : 621.979 : 531.1

Antonescu, P., Dranga, M., Tempea, I. : **The ensuring of kinematics precision of the vulcanization of tubes presses.**

To the vulcanization presses it's possible to assure of kinematics precision for the closing and the opening phases, by projection of the training cam function of the law of movement, deducted from the condition of the linear shifting of the higher mould. For the realization kinematics-exactly of the linear translation of the higher mould, on the imposed distance, a constructive solution, easy adaptable to the vulcanization presses, it's found, which consist in the projection of a fixed cam wich a roll mounted on the same axle with the roll of mobile cam quide.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 8 fig., 1 tab., 6 ref.

DC : 621.834.001.2

Bucșa, I. : **Research contributions to helical worms and worm gears computing method, using FELIX C-256 computer system.**

This work exposes a general algoritm for geometric calculus of helical worms and worm gears-arhimedic, evolventic and convolute, Type *I* and *ND*, showing the tooth profile in surface sections, parallel to the axis.

The algoritm is developed in logic diagrams, that show the way of computing the above helical worms and worm gears, having the following characteristics :

— number of starting points : $Z = 1, 3, 5$;

— diameter coefficient : $Q = 8, 10, 12$.

The results of the calculations are shown in diagrams of which one can draw conclusions, useful for worm and worm gear designs.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 8, 8 fig., 3 tab., 2 ref.

CD : 621—231 : 681.31

Luţa, L., Moroşanu, M., Albeanu, Ş., Mitruş, M., Ceapoiu, F. : **Contributions à l'étude de la dynamique du mécanisme d'actionnement des soupapes sur l'analogie électromécanique.**

Le mécanisme est considéré comme un bloc de transfert avec des nulles dans la fonction de transfert. L'entrée du system est donnée sous la forme discrete en fonction de l'angle de rotation, ou du temps. Cette fonction est considérée comme échantillons dans le domaine temps. L'analyse du system est faite par la détermination du réponse indiciale. Au support théorique descrit on a développé un programme FORTRAN qui calcule la réponse dynamique du mécanisme. Les résultats obtenus font possible la synthèse d'un symulateur dynamique pour l'etude d'une solution constructive optimale.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 4 fig., 11 ref.

CD : 621.979.82.001.2

Silaş, G., Klepp, H., Cioară, T., Drăgulescu, Doina, Marcus, A. : **L'étude théorique et expérimental de la dynamique d'une presse pneumatique avec mécanisme plan d'amplification.**

On calcule la fonction de transfert : la pression dans le circuit pneumatique — la force de travail. Cette fonction dépend des paramètres constants, déterminés par la position de travail et aussi des paramètres variables, déterminés par la course du poinçon de la presse. On mesure la pression dans le circuit pneumatique de la presse et la force de travail. L'enregistrement des ces paramètres ou cours du processus de la compression permet la détermination expérimentale de la fonction de transfert. De l'enregistrement du régime transitoire jusqu'á la réalisation de la pression de travail on étude le domaine de linéarité de la fonction de transfert.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 5 fig., 3 ref.

CD : 621.979.531.1

Antonescu, P., Dranga, M., Tempea, I. : **L'assurance de la precision cinématique de la presse de vulcanisation des chambres á air.**

A la presse de vulcanisation c'est possible d'assurer la précision cinématique, pour les phases de la fermeture ou de l'ouverture, par la projection de la came de l'entraînement en fonction de la loi du mouvement déduit de la condition du déplacement rectiligne de la matrice supérieure. Pour la réalisation cinématique exacte de la translation rectiligne de la matrice supérieure, sur une distance imposée, on a trouvé une solution constructive, facilement adaptable aux presses de vulcanisation, qui consiste dans la projection d'une came fixe, qui conduit un galet monté sur le même axe avec le galet de la came mobile.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 8 fig., 1 tab., 6 ref.

CD : 834.001.2

Bucşă, I. : **Contributions á l'étude des vis sans fin cylindriques réglés á l'aide du computer FELIX C-256.**

L'ouvrage présente un algorithme général, pour le calcul géometrique des vis sans fin hélicoidales, archimèdique, développante, convolute espèce *I* et *MD*, mettant en évidence le profile dans des sections planes parallèles á l'axe. L'algorithme de calcul est transposé dans des schémas logyques d'après lesquelles on fait des calculs pour les types mentionnés de vis sans fin hélicoidales aux parametrès suivants : le nombre de commencement $Z_1 = 1, 3, 5$ et le coefficient diametral $Q = 8, 10, 12$. Les résultats des calculs sont concretisés dans des diagrammes desquelles on peut extraire des observations et des conclusions utiles pour la conception des engrenages à vis sans fin.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 8, 8 fig., 3 tab., 2 ref.

DK : 621—231

Duca, C., Simionescu, I. : **Analyse der Planetengetriebe auf Grund von Gliedergruppen.**

In dieser Arbeit wird eine Analysenmethode der Planetengetriebe, auf Grund der Gliedergruppen vorgelegt. Zu diesem Zweck werden Verfahren für die Analyse einer Gliedergruppe gegeben, derer Synthese schon in einer früheren Arbeit erörtert wurde. Die Gliedergruppen sind als kinematische Mehrpole angesehen. Die Beziehung zwischen Eingangs — und Ausgangsgrössen wird in matrizieller Form, durch eine Transformationsmatrix ausgedrückt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 8, 5 Bild., 3 Lit.

DK : 621—231 : 681.31

Luţă, L., Moroşanu, M., Albeanu, S., Mitruş, M., Ceapoiu, F. : **Beiträge zum Studium der Dynamik bei den Getriebeaggregaten der Ventile, auf Grund der elektromechanischen Analogie.**

Das Getriebe wird als ein Übertragungsblock betrachtet, welches durch Nullstellen in eine rationelle Übertragungsfunktion gekennzeichnet ist. Die Eintrittsgrösse ist durch diskrete Werte als Drehwinkelfunktion, bzw. Zeitfunktion eingeführt. Diese Grösse ist als Eschantionwerten in Zeit betrachtet. Die Systemanalyse ist auf Grund der Indizialantwort der Übertragungsfunktion durchgeführt. Auf Grund der vorgeschriebener Modelierung wurde ein FORTRAN Programm benützt welches die dynamische Antwort der Getriebe in verschiedenen Arbeitsregime berechnet. Die erhaltenen Ergebnisse ermöglichen die Herstellung eines Simulators, durch Synthese von aktiven Filtern, zwecks optimisierung konstruktiver Lösungen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 8, 4 Bild., 11 Lit.

DK : 621.979.82.001.2

Silaş, G., Klepp, H., Cioară, T., Drăgulescu, Doina, Marcus, A. : **Theoretisches und experimentelles Studium der Dynamik einer pneumatischen Presse mit einem ebenen Getriebe.**

Es wird die Übertragungsfunktion : Druck im pneumatischen Kreislauf — Nutzkraft, bestimmt. Diese Funktion hängt sowol von den konstanten Parametern, die durch die Arbeitsposition der Presse bedingt sind, als auch von den veränderlichen Parametern, die durch den Hub des Presstempels bedingt sind, ab. Es werden der Druck und die Nutzkraft gemessen. Die Aufzeichnung dieser Grössen während des Pressvorganges erlaubt die experimentelle Bestimmung der Übertragungsfunktion. Durch die Aufzeichnung der Vorgänge, bis zur Erreichung des nominalen Druckes, wird der lineare Bereich der Übertragungsfunktion bestimmt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 8, 5 Bild., 3 Lit.

DK : 621.979 : 531.1

Antonescu, P., Dranga, M., Tempea, I. : **Versichung der kinematischen Genauigkeit der Vulkanisierungspressen der Luftreifen.**

Bei den Vulkanisierungspressen der Luftreifen kann man die kinematische Genauigkeit für die Aus — und Zuphase durch das Entwerfen des Antriebsnockens sichern, laut Bewegungsgesetz mit der Bedingung geradliniger Verschiebung der Oberstanze. Für die Erfüllung der kinematich — genauen geradlinigen Verschiebung der Oberstanze auf einem bestimmten Abstand hat man eine leichte Ausführungsmöglichkeit für die Vulkanisierungspressen gefunden, die in dem Entwerfen eines Stellnockens besteht, der einer auf Mobilnock eingesetzten Rolle lenkt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 8, 8 Bild., 1 Taf., 6 Lit.

DK : 621.834.001.2

Bucşa, I. : **Der Beitrag nach dem Studium zylindrischer Schnecken mit elektronischem Rechner FELIX C-256.**

In diser Arbeit wird ein allgemeiner Algoritmus für die geometrische Berechnung zylindrischer Schnecken nach arhimedik, evolventen, konvolution Art *I* und *D* dargestellt ; Besonders wird das Profil in ebenen Sektionen, parallelläufend zu den Axen, betont. Die Berechnuns algoritm ist versetzt in logische Schemata, nachdem die Berechnungen für mentionierte Schneckentypen mit folgende Parametern : Zahl der Gänge $Z_1 = 1, 3, 5$ und diametralischer Koeffizient $Q = 8, 10, 12$. Die Ergebnisse auf Grund der Berechnungen veranschaulichen in Diagrammen Schlussfolgerungen für die Schneckengetriebeprojizierung.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 8, 8 Bild., 3 Taf., 2 Lit.

ДК. : 621—231

Дука, Ч., Симионеску, И. : **Анализ зубчатых планетарных механизмов на основе структурных групп.**

В работе предлагается метод анализа зубчатых планетарных механизмов на основе структурных групп. С этой целью представляются приёмы анализа для нескольких структурных крупп, синтез которых дан в предыдущей работе. Структурные группы интерпретированы как кинематические многополюсники. Отношение между выходными и входными параметрами выражается в матричной форме с помощью передаточной матрицы.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 5 рис., 5 лит.

ДК. : 621—231 : 681.31

Луца, Л., Морошану, М., Албеану, Ш., Митруш, М., Чеапою, Ф. : **Вклады к исследования механизма передачи клапанов через электромеханического сходства.**

Механизм рассматривается как передаточный блок, характеризуемый полюсами и нулями в рациональной передаточной фунции. Входная величина система задана дискретными величинами соответственно углу поворота в зависимости от времени. Эта величина рассматривается соответственно эталонированна во времени. Анализ системы проводится во времени на основе определения переходной характеристики передаточной функции.

На основе преставленного моделирования была осуществлена программа ФОРТРАН для определения динамической характеристики механизма в различных условях равоты. Полученные результаты позволяют изготовление симулирующей системы путём синтеза активных фильтров для оптимизации конструктивного решения.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 8, 4 рис., 11 лит.

ATTENTION

Foreign readers can subscribe through ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ATTENTION

Les lecteurs étrangèrs de la revue pourront prendre des abonaments par ILEXIM — Serviciul — export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ДК : 621.979.82.001.2

Силаш, Г., Клепп, Х., Чиоарэ, Т., Дрэгулеску, Дойна, Маркус, А. : **Теоретическое и экспериментальное исследование динамики некоторого пневматического пресы с плоским усилительным механизмом.**

Расчитывается функция перехода : давление в пневматической цепи — рабочая сила. Данная функция зависит от постоянных параметрав, определяемых рабочим положением, а также от переменных параметров, определяемых ходом инструментальной головки пресса. Изморяются давление в пневматической цепи преса и рабочая сила. Зарегистрирование данных величин в течении процесса пресования позволяют экспериментальное определение функции перехода. По данным записи переходного режима до получения рабочего давления исследуется линейная область функции перехода.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 8, 5 рис., 3 лит.

ДК : 621.979 : 531.1

Антонеску, П., Дранга, М., Темпеа, И. : **Осуществление кинематической точности вулканизированных пресс для воздушных камер.**

Кинематическая точность вулканизированных пресс, для воздушных камер при открытии и закрытии, обеспечивается проектированием направляющого кулачка в зависимости от закона движения, который вытекает из прямолинейного движения верхней матрицы.

Для осуществления точной кинематической прямолинейной трансляции верхней матрицы на определённом расстоянии, можно найти конструктивное легкоадаптированное решение для данных пресс, которое состоит в проектировании неподвижного кулачка, который направляет ролик, находящийся на одном и том же внлу с передвижным кулачком.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 8, 8 рис., 1 таб., 6 лит.

ДК : 621.834.001.2

Букша, И. : **Вклады в использовании рейных цилиндрических червяков при использовании ЭВМ „FELIX C-256“.**

В изучении представлен общий алгорифм, использован в геомотрических вычислениях цилидрических червяков, рейных по архимедическим, еволветным и свёртывающим кривым, категория *I* и *ND*, выделяя профиль планного сечения, которое находится в параллельном положонии с осью. Алгорифм вычислония передаётся логическими схемами. Потом надо сделать подсчёты, используя следующие параметры :

— число началов $Z_1 = 1,3,5$;

— диаметральный коефициент $Q = 8,10,12$.

Розультаты вычислений конкретизированы в диаграммах, которые содержат полезные выводы и примечания для проектирования червячных породач.

Construcţia de maşini, 30(1978),
н. 8, 8 рис., 3 таб., 2 лит.

ACHTUNG !

Ausländische Leser Können sich durch ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.

ВНИМАНИЕ !

Читатели иностранных стран могут абонироваться при **ILEXIM — Serviciul export-import presă. P.O. Box 136 — 137 — telex : 11226, Bucureşti, str. 13 Decembrie, nr. 3.**

CZ : 621.941.001.2

Metodă pentru trasarea diagramelor de stabilitate a mașinilor-unelte așchietoare

Conf. dr. ing. Sergiu T. **CHIRIACESCU** — Universitatea din Brașov
Prof. dr. doc., om de știință emerit, D. I. **MANGERON** — Institutul Politehnic din Iași

Introducere

Atît pentru exploatarea unei anumite structuri elastice (mașină-unealtă-dispozitiv-piesă-sculă), cît și pentru constructorii de mașini-unelte sau de scule este de mare importanță cunoașterea acelor regimuri de așchiere la care există pericolul autovibrațiilor ce tind să-și mărească amplitudinea. Informații utile asupra unor asemenea condiții de prelucrare necorespunzătoare din punct de vedere dinamic sînt date de diagramele de stabilitate a mașinilor-unelte. Un gen de asemenea diagrame pun în evidență dependența amplitudinii forței de așchiere ($\triangle F_0$) în funcție de turația arborelui principal al mașinii-unelte (n).

Construirea diagramelor $\triangle F_0 = \triangle F_0\ (n)$ este legată de un volum ridicat de calcule, dezavantaj care se accentuează atunci cînd se ia în considerare neliniaritatea structurii elastice a mașinii-unelte, sau cînd se intenționează o evidențiere a influenței pe care diverșii parametri o au asupra domeniilor de stabilitate dinamică.

În lucrarea de față se propune o metodă de trasare a diagramelor de stabilitate $\triangle F_0 = \triangle F_0(n)$, bazată pe liniarizarea armonică a neliniarităților ce intervin în descrierea sistemului dinamic de prelucrare — structura elastică în interdependență cu procesul de așchiere propriu-zis.

Sistemul dinamic de prelucrare

Presupunînd că structura elastică (mașină-unealtă-dispozitiv-piesă-sculă) are modurile de vibrație $\nu_1, \nu_2, \ldots, \nu_q$, pot fi scrise ecuațiile [1, 3, etc.] :

$$m_i\ddot{\nu}_i + c_i\dot{\nu}_i + k_i[1 + \varphi_i(\nu_i)] = F \cdot \cos\bar{\beta}_i \qquad (1)$$

în care m_i, c_i, k_i, sînt parametrii dinamici echivalenți ai modului de vibrație i, $\varphi_i(\nu_i)$ este funcția care ține seama de neliniaritatea structurii pe direcția i, iar $\bar{\beta}_i$ unghiul dintre direcția modului i de vibrație și cea a forței de așchiere F.

Dacă prin $\bar{\alpha}_i$ se notează unghiul făcut de direcția modului i de vibrație cu normala la suprafața care se așchiază, atunci variația dinamică a grosimii de așchiere este dată de relația [2, 3] :

$$-\Delta a = a_0 - a = \mu \cdot \nu(\tau - T) - \nu(\tau) = x(\tau) \qquad (2)$$

în care :

$$\nu = \sum_{i=1}^{q} \nu_i \cdot \cos\bar{\alpha}_i \qquad (3)$$

iar $\mu \in [0, 1]$ este coeficientul efectului de regenerare, τ — timpul, T — intervalul de timp dintre două treceri succesive ale tăișului principal al sculei prin aceeași direcție a vitezei de avans.

Luînd în considerare numai mărimea Δa, care are influența cea mai mare asupra componentei dinamice ΔF a forței de așchiere, se poate scrie :

$$\Delta F = \Delta F(x, \dot{x}) = F - F_0 \qquad (4)$$

unde F_0 este valoarea reglată (nominală) a forței de așchiere, iar $\dot{x} = dx/d\tau$.

Ecuațiile (1), (2) și (4) descriu comportarea sistemului dinamic de prelucrare. Pentru cercetarea stabilității acestuia este necesar, în primul rînd, să se precizeze formele neliniarităților $\varphi_i = \varphi_i(\nu_i)$ și $\Delta F = \Delta F(x, \dot{x})$.

O serie de cercetări teoretice și experimentale [1, 3, 5 etc.] arată că, cu o bună aproximație, reprezentarea grafică a dependenței dintre ΔF și x are aspectul unei elipse, iar neliniaritățile structurii sînt de forma [4] :

$$\varphi_i(\nu_i) = \nu_i + a_i\nu_i^2 + b_i\nu_i^3 \qquad (5)$$

Liniarizarea armonică a neliniarităților

În prezența autovibrațiilor, mărimea $x(\tau)$ are o variație armonică cu pulsația apropiată de una din pulsațiile proprii ale structurii elastice. De aici rezultă că, din punct de vedere dinamic, sistemul elastic se comportă ca un filtru trece — jos, care nu transmite decît armonica fundamentală a mărimii $x(\tau)$. În aceste condiții, neliniaritățile $\varphi_i(\nu_i)$ și $\Delta F(x, \dot{x})$ pot fi liniarizate armonic, stabilitatea sistemului dinamic de prelucrare analizată pe baza ecuațiilor astfel obținute fiind o stabilitate absolută [6].

Fie :

$$\begin{aligned} \nu_i &= \nu_{i0} \sin(\omega\tau) = \nu_{i0} \cdot \sin\psi, \\ x &= x_0 \cdot \sin(\omega\tau + \varphi) = x_0 \cdot \sin\psi_0 \end{aligned} \qquad (6)$$

În conformitate cu metoda liniarizării armonice, rezultă [3] :

$$\varphi_i(\nu_i) = \frac{3}{4} b_i \nu_{i0}^2 \nu_i, \quad \Delta F(x, \dot{x}) = \frac{\Delta F_0}{x_0} \cdot e^{-j\Psi_0} \cdot x \tag{7}$$

unde $j = \sqrt{-1}$, iar ΔF_0 și ψ_0 sînt constante care depind de condițiile de prelucrare.

Metodă pentru trasarea diagramelor de stabilitate

Uneori structura elastică poate fi considerată ca avînd un singur grad de libertate. Într-un asemenea caz, pentru $q = 1$ combinarea relațiilor (1) ÷ (4) și (7) dă :

$$\left[m_1 p^2 + c_1 p + k_1 \left(1 + \frac{3}{4} b_1 \nu_{10}^2 \right) + \frac{\Delta F_0}{x_0} \cdot \right.$$

$$\left. \cdot (1 - \mu \cdot e^{-pT}) \cdot e^{-j\Psi_0} \cdot \cos \bar{\alpha}_1 \cdot \cos \bar{\beta}_1 \right] \cdot \nu_1 = F_0 \tag{8}$$

unde $p = d/d\tau$

Punînd în (8) $p = j\omega$ se obține ecuația caracteristică :

$$-\omega^2 + j \cdot 2 I_1 \omega_{n1} \omega + \omega_{n1}^2 \left(1 + \frac{3}{4} b_1 \nu_{10}^2 \right) +$$

$$+ \frac{\Delta F_0}{m_1 x_0} (1 - \mu \cdot \cos \omega\tau + \mu \cdot \sin \omega\tau)(\cos \psi_0 -$$

$$- j \cdot \sin \psi_0) \cos \alpha_1 \cdot \cos \beta_1 = 0 \tag{9}$$

în care :

$$\omega_{n1} = \sqrt{\frac{k_1}{m_1}}, \quad I_1 = \frac{c_1}{2 m_1 \omega_{n1}} \tag{10}$$

Ecuația (9) este echivalentă cu sistemul de ecuații :

$$-\omega^2 + \omega_{n1}^2 \left(1 + \frac{3}{4} b_1 \nu_{10}^2 \right) + \frac{\Delta F_0}{x_0} [\cos \psi_0 -$$

$$- \mu \cdot \cos(\omega T + \psi_0)] = 0 \tag{11}$$

$$2 I_1 \omega_{n1} \omega - \frac{\Delta F_0}{m_1 x_0} [\sin \psi_0 - \mu \cdot \cos(\omega T + \psi_0)] = 0 \tag{12}$$

Amplitudinile ν_{10} și x_0 nu sînt independente. Legătura dintre ele se obține din combinarea relațiilor (2), (3) (în care $q = 1$) și (7) :

$$\nu_{10} = \frac{x_0}{\sqrt{1 + \mu^2 - 2\mu \cdot \cos \omega\tau}} \tag{13}$$

Pentru trasarea diagramelor de stabilitate în sistemul de coordonate $n - \Delta F_0$ se notează:

$$\omega T = \frac{60 \cdot \omega}{n} = 2\pi i + \varepsilon \qquad (i = 0,1,2,\ldots) \tag{14}$$

În acest caz din ecuațiile (11) și (12) rezultă :

$$\Delta F_0 = f_1(\omega) = \frac{m_1 x_0 \left[\omega^2 - \omega_{n1}^2 \left(1 + \frac{3}{4} b_1 \nu_{10}^2 \right) \right]}{\cos \psi_0 - \mu \cdot \cos(\psi_0 + \varepsilon)} \tag{15}$$

$$\Delta F_0 = f_2(\omega) = \frac{2 I_1 \omega_{n1} \omega m_1 x_0}{\sin \psi_0 - \mu \cdot \sin(\psi_0 + \varepsilon)} \tag{16}$$

Dînd lui ε valori în intervalul ($\varepsilon_{min} = 125°$, $\varepsilon_{max} = 360°$), pentru care $f_2(\omega) > 0$ indiferent de ω [3], ecuațiile (15) și (16) permit a găsi

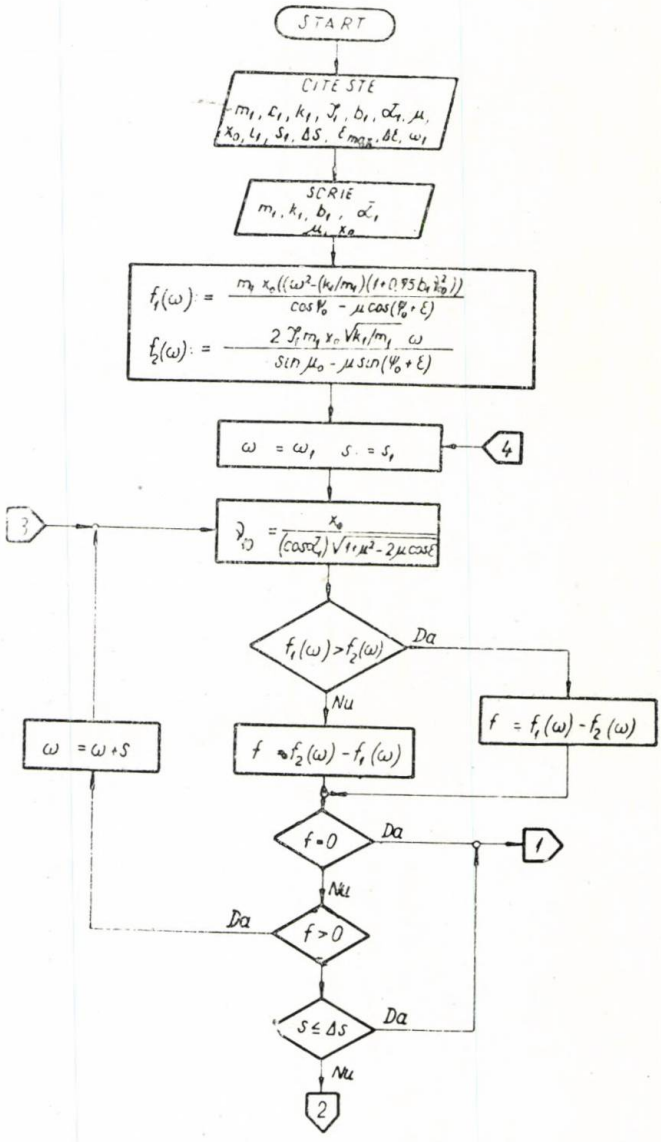


Fig. 1 Schema logică a algoritmului pentru determinarea punctelor aflate la limita de stabilitate.

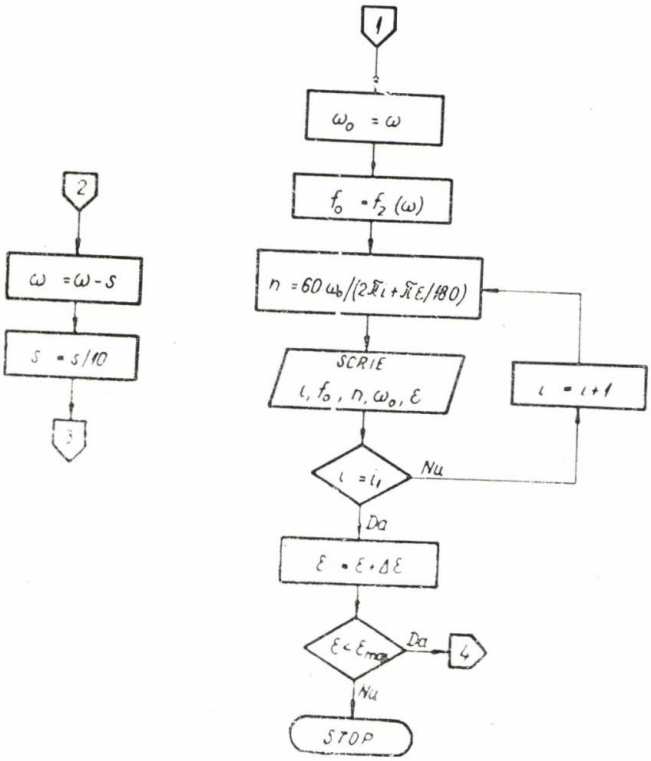


Fig. 1 (continuare)

valorile pulsației ω și ale amplitudinii ΔF_0 la limita de stabilitate (absolută). Apoi, din relațiile (14) se obțin turațiile n corespunzătoare amplitudinilor ΔF_0 astfel determinate.

În figura 1 se indică schema logică care permite a obține, în baza relațiilor (15) și (16), coordonatele punctelor aflate pe curbele ce separă domeniile de stabilitate de cele de instabilitate.

Pentru mărimile care n-au fost precizate în cele de mai sus, și care apar în schema logică din figura 1, au fost adoptate valorile: $\omega_1 = s_1 = 50$ rad/s, $\Delta s = 0{,}1$ rad/s, $i_1 = 9$, $\Delta\varepsilon = 5°$.

Exemplu ilustrativ

În scopul exemplificării metodei propuse pentru trasarea diagramelor de stabilitate $\Delta F_0 = \Delta F_0(n)$, se consideră cazul strunjirii libere (fig. 2) la care rigiditatea sistemului

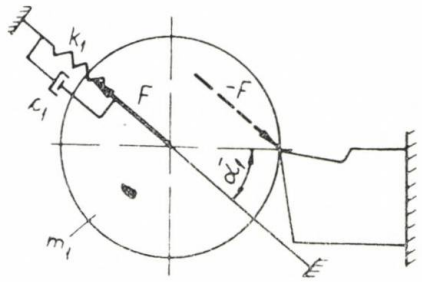


Fig. 2 Schema strunjirii libere.

elastic al sculei este mult mai mare decît rigiditatea sistemului elastic al piesei. În această situație $\bar{\beta}_1 = 0$.

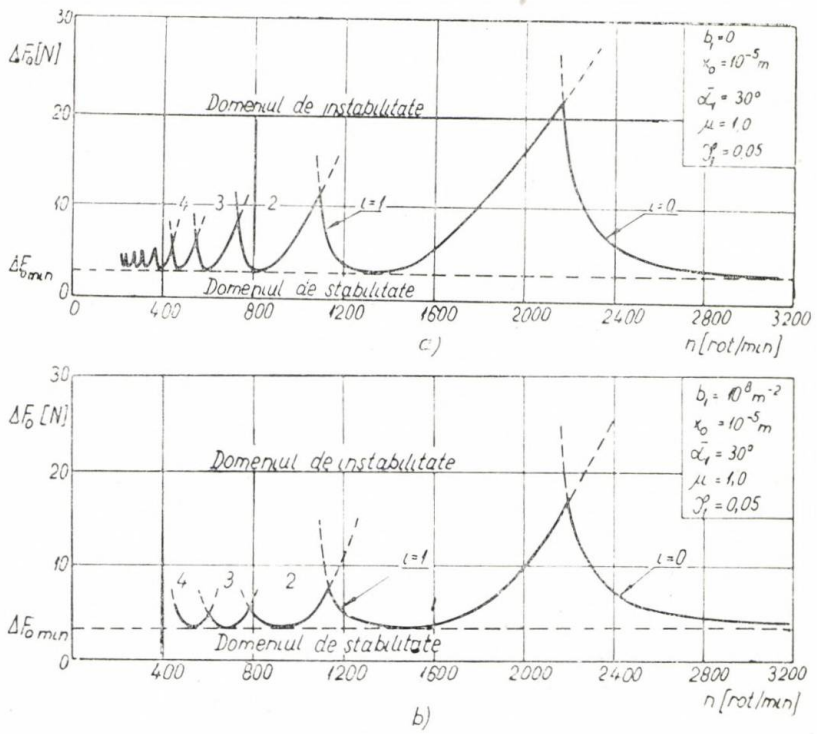


Fig. 3 Influența neliniarității structurii asupra stabilității sistemului dinamic de prelucrare.

Schema logică din figura 1 a stat la baza întocmirii programului scris în limbajul BASIC, program care a fost rulat pe un calculator WANG 2200-B.

Presupunînd $m_1 = 100$ kg, $k_1 = 5 \cdot 10^7$ N/m, $\psi_0 = 30°$ și modificînd parametrii b_1, x_0, $\bar{\alpha}_1$, μ și I_1 au fost trasate o serie de diagrame de stabilitate, în figurile 3÷7 prezentîndu-se cîteva.

Așa cum arată figura 3, neliniaritatea structurii conduce la restrîngerea domeniului de stabilitate. De observat, însă, că această neliniaritate determină o creștere a limitei de stabilitate necondiționată (liniile desenate întrerupt în figura 3), în cazul exemplului considerat de la $\Delta F_{0\,min} = 2{,}971$ N la $\Delta F_{0\,min} = 3{,}356$ N.

Micșorarea valorii coeficientului de regenerare μ implică atît o mărire a domeniului de stabilitate, cît și o creștere a limitei de stabilitate necondiționată, așa cum rezultă din figura 4.

Figura 5 arată că în absența efectului regenerativ ($\mu = 0$) $\Delta F_{0\,min}$ a crescut la 9,444 N, valoare care este cu mult mai mare decît cea corespunzătoare lui $\mu = 1$.

Unghiul $\bar{\alpha}_1$ poate fi modificat, în anumite limite, acționînd asupra mărimilor care deter-

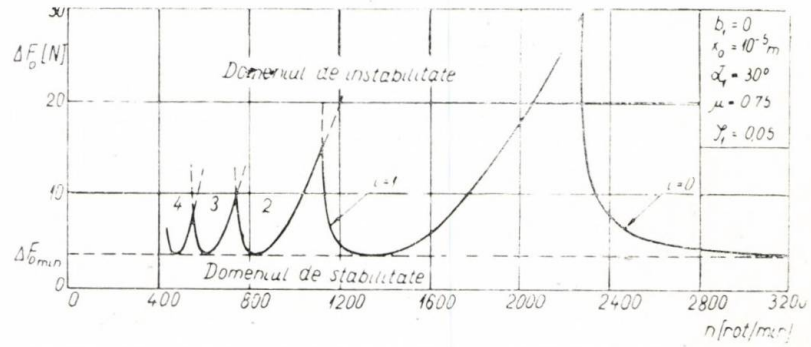


Fig. 4 Influența lui μ asupra stabilității sistemului dinamic de prelucrare.

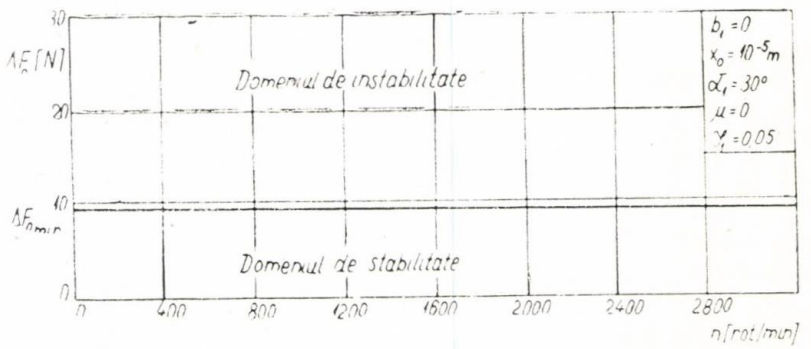


Fig. 5 Diagrama de stabilitate în absența efectului regenerativ.

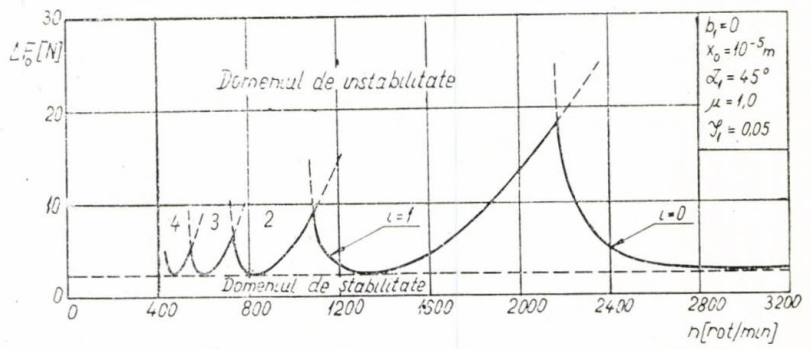


Fig. 6 Influența unghiului asupra stabilității sistemului dinamic de prelucrare.

mină secțiunea de așchiere și/sau geometria funcțională a tăișurilor sculei. Așa cum se observă din figurile 3-a și 6, micșorarea unghiului $\bar{\alpha}_1$ conduce la mărirea domeniului de stabilitate.

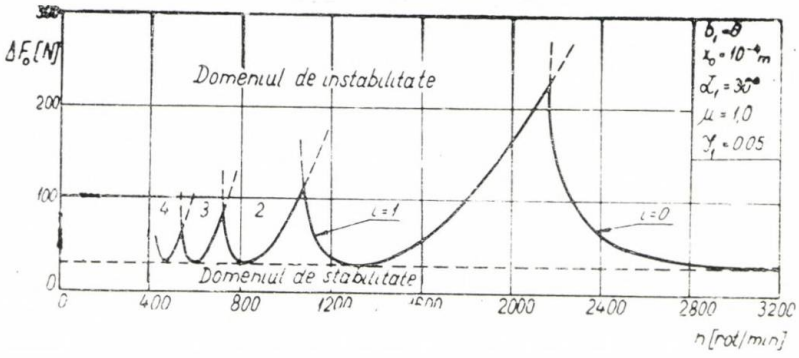


Fig. 7 Influența amplitudinii x_0 asupra stabilității sistemului dinamic de prelucrare.

Cum era de așteptat, cea mai mare influență asupra domeniului de stabilitate o are amplitudinea x_0. Compararea figurilor 3-a și 7 arată că lui ΔF_0 la limita de stabilitate crește aproximativ liniar cu x_0.

Concluzii

Exemplul prezentat ilustrează avantajele metodei propuse pentru trasarea diagramelor de stabilitate în sistemul de coordonate n (turația arborelui principal — ΔF_0 (amplitudinea componentei dinamice a forței de așchiere), relevînd influențele pe care o serie de parametri (coeficientul efectului de regenerare μ, factorul de amortizare al structurii elastice l_1) le au asupra mărimii domeniului de stabilitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Chiriacescu, S. T.:* Autovibrații la strunjirea axelor zvelte, In Studii și Cercetări de Mecanică Aplicată, Vol. 29, nr. 3 (1970), 574—568.

[2] *Chiriacescu, S. T., Crudu, I., Mangeron, D., Oguztoreli, M. N.:* On the stability of cutting machine tools, In Mech. Res. Comm., Vol. (1975), 137—142.

[3] *Chiriacescu, S. T., Mangeron, D.:* Sistemul dinamic de prelucrare neliniar și multivariabil, Comunicare la al 14-lea Congres Internațional de Mecanică Teoretică și Aplicată — I.U.T.A.M. 1976, Delft, 28 august — 4 septembrie 1976.

[4] *Hanna, N. H., Tobias, S. A.:* The non-linear dynamic behaviour of machine-tool structure, In Int. J. Mach. Tool Des. Res., Vol. 9 (1969), 293—302.

[5] *Peters, J., Vanherck, P., Van Brussel, H.:* The measurement of the dynamic cutting coefficient, Survey lecture to the C.I.R.P. general assembly, Warsaw, September, 1971.

[6] *Popov, E. P.:* Prikladnaia teoriia protessov upravleniia v nelineinih sistemah, Izd. Nauka, Moskva, 1973.

[7] *Tobias, S. A.:* Machine tool vibration, Blackie, London, 1965.

CZ : 621.9 : 681.31

Determinarea parametrilor structurali ai mașinilor-unelte prin prelucrare pe calculator numeric a curbelor de complianță dinamică

Dr. ing. Ștefan **RUSU**, ing. Francisc **ROZSA** — Institutul de Construcții — București

Ștefan Rusu este absolventul Facultății de mașini și utilaje, I. C. București din promoția 1964/65, în 1974 obține titlul de doctor inginer, tematica tezei fiind stabilitatea liniară și neliniară a sistemului dinamic al mașinilor-unelte. Activitatea și-o desfășoară la Catedra de tehnologie mecanică și organe de mașini, Facultatea de utilaj tehnologic, I.C.B. Are ca preocupări principale pe plan științific probleme privind prelucrările prin așchiere a metalelor și dinamica mașinilor-unelte.

În problemele de analiză structurală a mașinilor-unelte, la determinarea configurației deformate a structurii elastice a mașinii, sub acțiunea forțelor de natură statică sau dinamică care iau naștere în sistemul închis al mașinii-unelte, este necesară cunoașterea parametrilor structurali ai mașinii. În particular, determinarea parametrilor structurali este utilă și pentru calculul valorilor pragului de stabilitate la autovibrație a sistemului dinamic al mașinii-unelte pentru diferite scheme de așchiere, materiale de prelucrat și regimuri de așchiere.

În toate aceste probleme, se admite că structura elastică a mașinii-unelte ca sistem cu parametrii distribuiți, poate fi analizată cu ajutorul unui model structural cu parametrii concentrați [1, 2, 3, 5, 6, 7]. În aceste condiții, parametrii structurali ai unei mașini-unelte, în ipoteza liniarității structurale a mașinii, sînt :

f_i — frecvențele proprii ale modurilor naturale de vibrație ;

d_i — coeficienții de amortizare relativă ;

k_i — constantele elastice ale modurilor naturale, unde $i = 1, \ldots n$, cu n — numărul modurilor proprii de vibrație ale structurii elastice a mașinii-unelte.

Determinarea parametrilor structurali ai mașinii-unelte se poate realiza prin diferite metode, dar singurele care prezintă interes practic și asigură o veridicitate mai mare a datelor obținute, sînt cele bazate pe prelucrarea adecvată a curbelor de complianță dinamică a sistemului elastic al mașinii-unelte, curbe determinabile experimental. Ridicarea acestor curbe se efectuează prin sesizarea răspunsului structural al mașinii la o excitație deterministă sau cu semnal aleator, în cele ce urmează considerîndu-se numai excitația deterministă cu ajutorul unui semnal de amplitudine cunoscută [3, 4, 6, 7].

Pentru metoda de determinare a parametrilor structurali ai mașinii-unelte, expusă în continuare, este necesară cunoașterea componentei reale a complianței dinamice a mașinii-unelte (conform recomandării ISO nr. 1315/TC/97 ; doc. 164), avînd originea O în punctul teoretic de așchiere admis, curbele de complianță dinamică reală ale structurii elastice a mașinii-unelte sînt date de :

$$R_{uu}(f) = \frac{U(f)}{F} \cdot \cos \varphi_u(f) \qquad (1)$$

$$R_{vv}(f) = \frac{V(f)}{F} \cdot \cos \varphi_v(f) \qquad (2)$$

$$R_{ww}(f) = \frac{W(f)}{F} \cdot \cos \varphi_w(f) \qquad (3)$$

unde :

$U(f)$, $V(f)$, $W(f)$ — amplitudinile vibrațiilor măsurate în punctul de așchiere la excitația structurii elastice a mașinii-unelte, succesiv după direcțiile axelor OU, OV, OW ;

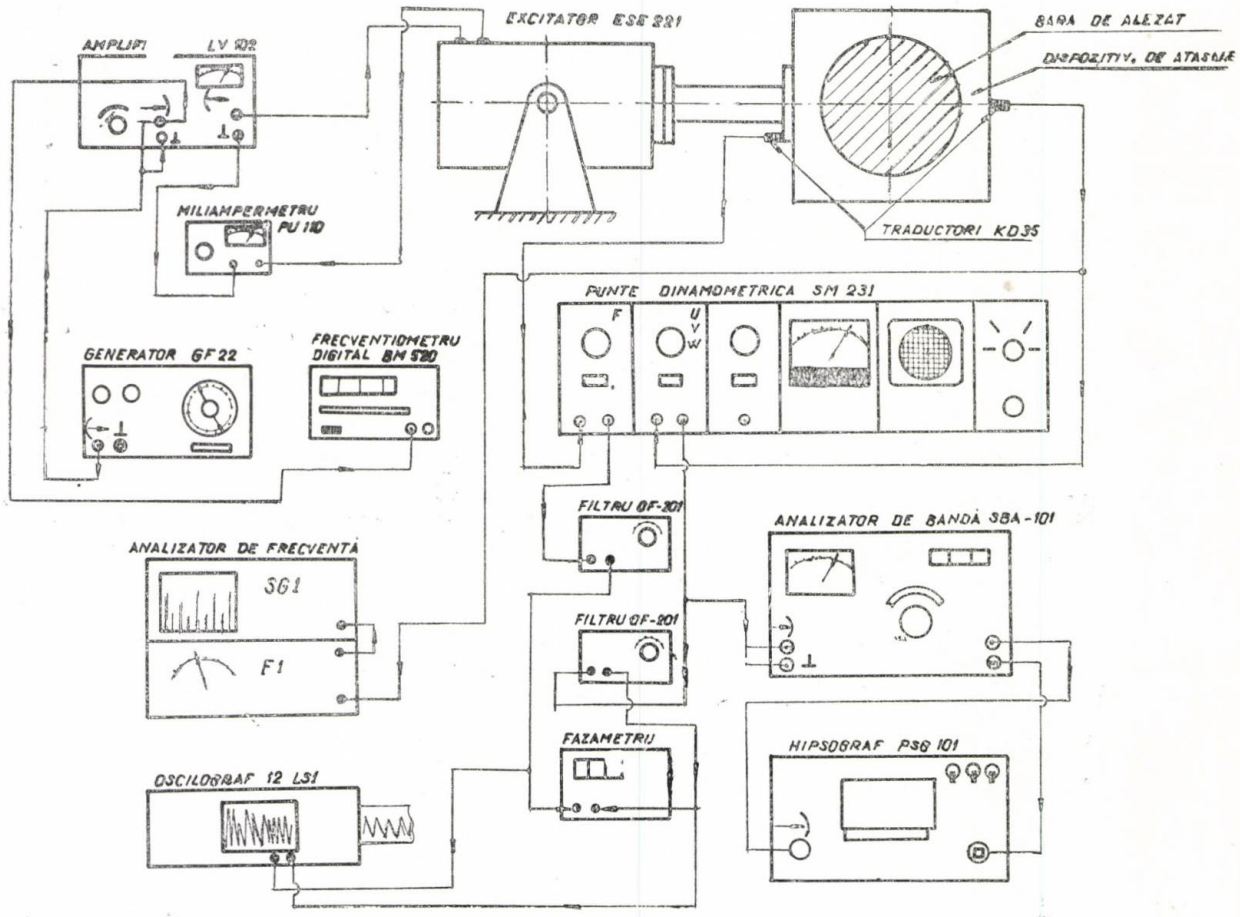


Fig. 1 Montajul experimental pentru determinarea amplitudinilor U, V, W, respectiv a defazajelor φ_u, φ_v, φ_w

F — amplitudinile forței excitatoare sinusoidale care acționează asupra mașinii-unelte, în punctul de așchiere admis ;

$\varphi_u(f)$, $\varphi_v(f)$, $\varphi_w(f)$ — faza dintre deplasarea vibrațională de amplitudine U, V, W și forța excitatoare de amplitudine F ;

f — frecvența de excitație a structurii elastice a mașinii-unelte.

Pentru structurile reale ale mașinilor-unelte, valorile semnificative ale frecvenței de excitație sînt cuprinse în domeniul 5 . . . 300 Hz. Montajul experimental necesar determinării amplitudinilor U, V, W, respectiv a fazelor φ_u, φ_v, φ_w este dat în figura 1.

În figura 2 sînt reprezentate curbele de complianță dinamică (receptanță) reală obținute pentru o mașină orizontală de alezat și frezat tip AP 85 [10]).

Se observă că deoarece direcția forței de excitație coincide cu direcția deplasării vibraționale măsurate, receptanțele date de relațiile (1) . . . (3) sînt de natura unor receptanțe directe. Caracterizarea flexibilității structurii elastice a mașinii-unelte prin intermediul unor receptanțe experimentale directe este avantajoasă atît din punct de vedere al asigurării unu montaj sigur și mult facilitat al excitatoarelor, cît și din punct de vedere al evitării unor erori în determinarea parametrilor structurali, erori cauzate de abateri ale direcției de măsurare față de direcția de referință, în cazul unor receptanțe transversale.

Structura elastică a mașinii-unelte se prezintă ca un sistem cu un număr infinit de moduri proprii de vibrație. Însă nu toate modurile de vibrație au o contribuție esențială în definirea comportării structurale a mașinii-unelte, motiv pentru care din mulțimea tuturor modurilor componente se extrag **modurile naturale preponderente,** astfel încît luîndu-le numai pe acestea în considerare, sistemul elastic al mașinii-unelte poate fi privit ca un număr finit de moduri proprii de vibrație. În ipoteza liniarității sistemului elastic al mașinii-unelte, pe baza principiului superpoziției putem scrie :

$$R_{uu}(f) = \sum_{i=1}^{n_u} R_{uu,i}(f) = \sum_{i=1}^{n_u} \frac{1}{k_{ui}} \cdot \frac{f_i^2 (f_i^2 - f^2)}{(f_i^2 - f^2)^2 + (2d_i \cdot f_i \cdot f)^2} \tag{4}$$

$$R_{vv}(f) = \sum_{i=1}^{n_u} R_{vv,i}(f) = \sum_{i=1}^{n_v} \frac{1}{k_{vi}} \cdot \frac{f_i^2 (f_i^2 - f^2)}{(f_i^2 - f^2)^2 + (2d_i f_i f)^2} \tag{5}$$

$$R_{ww}(f) = \sum_{i=1}^{n_w} R_{ww,i}(f) = \sum_{i=1}^{n_w} \frac{1}{k_{wi}} \cdot \frac{f_i^2 (f_i^2 - f^2)}{(f_i^2 - f^2)^2 + (2d_i f_i f)^2} \tag{6}$$

în care :

k_{ui}, k_{vi}, k_{wi} — constantele elastice ale modului propriu de rang „i", corespunzătoare direcțiilor de excitare OU, OV, respectiv OW, există relația :

$$k_i^{-1} = k_{ui}^{-1} + k_{vi}^{-1} + k_{wi}^{-1} \tag{7}$$

$R_{uu,i}$, $R_{vv,i}$, $R_{ww,i}$ — complianțele reale directe individuale corespunzătoare modurilor proprii de vibrație ale structurii elastice a mașinii-unelte ;

n_u, n_v, n_w — numărul modurilor naturale preponderente ale structurii elastice, la excitația acesteia, succesiv, după direcțiile OU, OV, respectiv OW.

Cunoscute fiind, deci experimental curbele $F_{uu}(f)$, $R_{vv}(f)$, $R_{ww}(f)$, pentru determinarea parametrilor structurali f_i, d_i, k_i se poate proceda în două maniere, prin metoda analitică sau prin metoda descompunerilor succesive. Metoda analitică este o metodă de rezolvare directă care presupune parcurgerea următoarelor etape :

I. Din examinarea curbei experimentale $R_{uu}(f)$ se stabilește numărul n_u de moduri de vibrație preponderente, egal cu numărul de vîrfuri locale ale curbei $R_{uu}(f)$.

II. Pe curba $R_{uu}(f)$ se aleg 3. n_u puncte de coordonate $[R_{uu}(f_j), f_j]$ $(j = 1, \ldots 3\ n_u)$ cu f_j arbitrar aleasă din mulțimea frecvențelor de excitație f.

III. Înlocuind în (4) se obține un sistem neliniar cu $3n_u$ ecuații, prin rezolvarea căruia se obțin cele $3n_u$ necunoscute k_{ui}, f_i, d_i.

IV. Într-o manieră analoagă se rezolvă și receptanțele $R_{vv}(f)$ și $R_{ww}(f)$ cu observația că după parcurgerea etapei a III-a sînt deja cunoscute f_i și d_i pentru $i = 1, \ldots n_u$. Dacă n_v sau n_w sînt mai mari decît n_u, rămîn ca necunoscute $k_{vi}(i = 1, \ldots n_v)$, $k_{wi}(i = 1, \ldots n_w)$ și restul de frecvențe proprii f_i, respectiv de amortizări relative d_i.

Metoda analitică de determinare a parametrilor structurali ai mașinii-unelte are dezavantajul dificultății în aplicare, întrucît rezolvarea sistemului de $3n_u$ ecuații de forma (4) presupune abordarea unor metode numerice deosebit de greoaie. De aceea, utilizarea metodei analitice, atît în problemele de stabilitate dinamică a mașinilor-unelte cît și cele de analiză structurală, este practic limitată.

Metoda descompunerilor succesive evită parțial dezavantajul unor calcule deosebit de dificile, fiind, de fapt, singura metodă de apli-

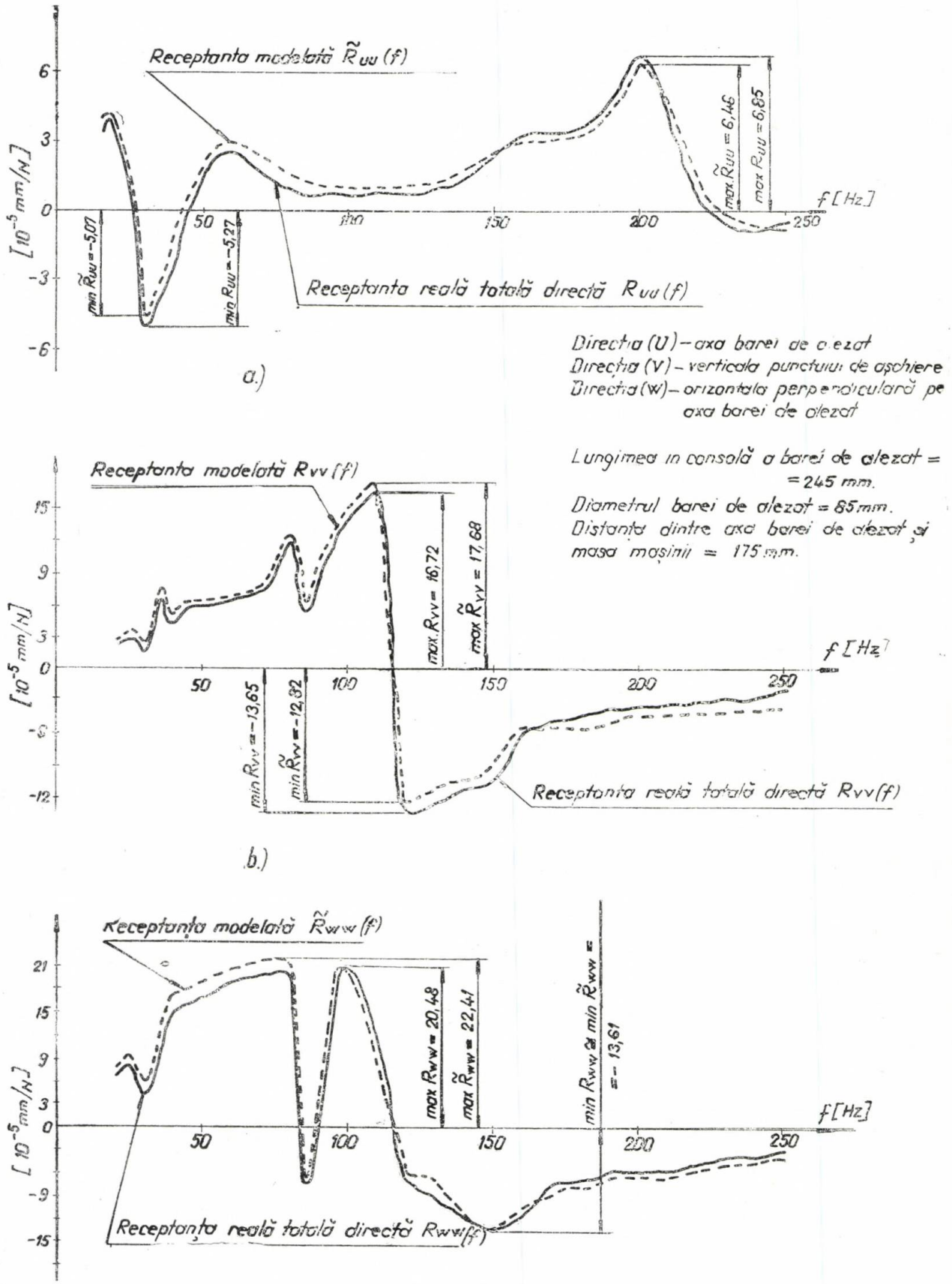


Fig. 2 Curbele de complianță dinamică reală directă ale unei mașini orizontale de alezat și frezat tip AF 85.

cabilitate industrială în determinarea parametrilor structurali ai mașinii-unelte, pornind de la curbele de complianță dinamică reală. Metoda a fost formulată inițial de Tlusty și Polacek [3], utilizînd însă relații aproximate pentru structuri de mașini-unelte avînd cel mult 10 moduri proprii preponderente. Cercetări practice [8, 9, 10] arată însă că este suficient de dificil a încorseta o structură de mașină-unealtă în limitele a numai 10 moduri de vibrație preponderent.

Metoda descompunerilor succesive se bazează pe faptul că dacă frecvențele proprii f_i ale structurii elastice ale mașinii-unelte sînt

unde am notat :

$f_{max,\ i}$, $f_{min,\ i}$ — frecvențele unei perechi de puncte de extrem consecutive de pe curba complianței directe reale $R_{uu}(f)$, $R_{vv}(f)$ sau $R_{ww}(f)$;

$\triangle R_{uu,i} = R_{uu}(f_{max,i}) - R_{uu}(f_{min,i})$ reprezintă distanța măsurată pe axa ordonatelor dintre două puncte de extrem consecutive de pe curba $R_{uu}(f)$; notațiile $\triangle R_{vv,i}$ și $\triangle R_{ww,i}$ sînt analoage.

Indicele „i" este introdus în relațiile (8), ..., (13) pentru a nota modul propriu de rang

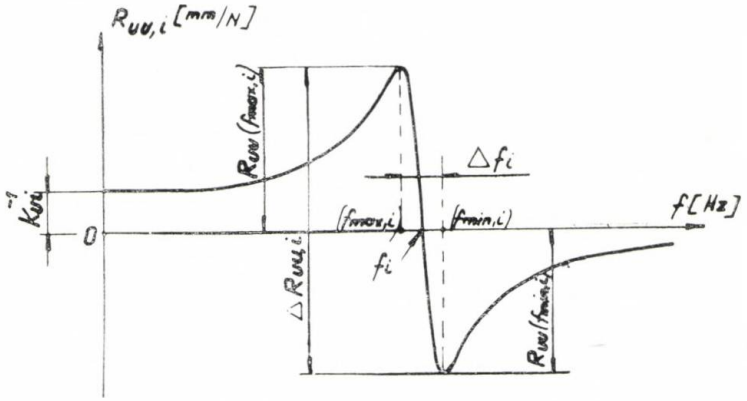


Fig. 3 Complianța dinamică reală a unui sistem elastic cu un singur mod propriu de vibrație.

suficient de depărtate între ele, atunci influența locală a unui mod natural de vibrație este esențială, iar curba $R_{ss}(f)$ ($s = u,\ v,\ w$) este local definită numai de receptanța reală individuală $R_{ss,\ j}(f)$ [$s = u,\ v,\ w$; $j = 1, \ldots n_u$ (n_v, n_w)]. Ca atare, pot fi acceptate local relațiile de extrem dintre flexibilitatea dinamică a unui sistem elastic cu un singur grad de libertate și parametrii acestuia, (fig. 3).

$$f_i = \sqrt{\frac{f_{max,i}^2 + f_{min,i}^2}{2}} \tag{8}$$

(9)

$$\triangle f_i = f_{min,i} - f_{max,i} = f_i\left(\sqrt{1 + 2d_i} - \sqrt{1 - 2d_i}\right)$$

$$d_i = \frac{f_{min,i}^2 - f_{max,i}^2}{2\left[\left(f_{max,i}^2\right) + \left(f_{min,i}^2\right)\right]} \tag{10}$$

$$k_{ui} = \frac{1}{\triangle R_{uu,i}} \cdot \frac{1}{2d_i\left(1 - d_i^2\right)} \tag{11}$$

$$k_{vi} = \frac{1}{\triangle R_{vv,i}} \cdot \frac{1}{2d_i\left(1 - d_i^2\right)} \tag{12}$$

$$k_{wi} = \frac{1}{\triangle R_{ww,i}} \cdot \frac{1}{2d_i\left(1 - d_i^2\right)} \tag{13}$$

„i" a cărui influență locală conduce la apariția pantei descrescătoare în curba $R_{ss}(f)$ ($s = U,\ V,\ W$).

Pentru calculele de descompunere este utilă și relația pantei curbei : $R_{uu,i}(f)$ în punctul de intersecție cu axa frecvențelor dată de :

$$R'_{uu,i}(f_i) = -\frac{1}{2fi \cdot Kui \cdot di^2} \tag{14}$$

și analoagele pentru $R_{vv,i}(f_i)$ și $R_{ww,i}(f_i)$. Dacă există moduri naturale de vibrație care au frecvențele proprii apropiate, din compararea valorii teoretice a pantei dată de (14) cu valoarea efectivă a aceleiași pante, obținută din examinarea curbelor experimentale $R_{ss}(f)$ ($s = U,\ V,\ W$) se poate deduce existența acestor moduri naturale cu frecvențe apropiate.

Luînd succesiv în considerație pantele descrescătoare ale curbelor experimentale $R_{uu}(f)$, $R_{vv}(f)$, $R_{ww}(f)$, în ordinea crescătoare a frecvențelor de excitație și definind astfel perechile de puncte de coordonate $[R_{uu}(f_{max,i}); f_{max,i}]$; $[R_{uu}(f_{min,i}); f_{min,i}]$, prin aplicarea relațiilor (8), ..., (14) devin cunoscuți parametrii structurali f_i, d_i, k_{ui}, k_{vi}, k_{wi} și, apoi, din relația (7) se poate determina constanta elastică k_i a modului propriu de rang „i".

În plus, din relațiile :

$$\cos \xi_{ui} = \sqrt{K_i/K_{ui}} \; ; \; \cos \xi_{vi} = \sqrt{K_i/K_{vi}}$$

$$\cos \xi_{wi} = \sqrt{K_i/K_{wi}} \qquad (15)$$

rezultă unghiurile direcțiilor proprii (X_i) ale structurii mașinii-unelte în raport cu axele sistemului de referință $OUVW$. Prin aceasta, structura elastică a mașinii-unelte este complet identificată.

Este de menționat că prin metoda descompunerilor succesive se determină, de fapt, parametrii unei structuri elastice care simulează comportarea structurii reale a mașinii-unelte în domeniul de frecvențe considerat. De aceea, pentru aplicarea acestei metode la probleme concrete de analiză structurală, nici nu este necesară cunoașterea apriorică a modelului matematic al structurii elastice a mașinii-unelte, ceea ce este deosebit de important din punct de vedere al procedurii generale de calcul ca și al evitării unei anumite incertitudini referitoare la fidelitatea modelului structural asumat.

Relațiile de calcul (8) ,..., (13) fiind adevărate numai pentru structuri elastice avînd frecvențe proprii suficient de depărtate, metoda descompunerilor succesive conduce frecvent la introducerea unor corecții repetate, a unor reluări de calcule etc., pentru a ține seama de interferența receptanțelor individuale ale modurilor proprii cu frecvențe apropiate. De aceea, deși volumul de calcule este mai redus decît cel presupus de aplicarea metodei analitice, totuși calculele necesitate de metoda descompunerilor succesive rămîn suficient de laborioase, rezultatele obținute ca și rapiditatea în determinare, depinzînd esențial de rutina celui ce rezolvă problema, mai ales că, în maniera descrisă, descompunerea complianței totale $R_{ss}(f)$ în complianțe individuale $R_{ss,i}(f)$ ($s = U, V, W$) este, matematic, nedeterminată. Caracterul repetitiv al calculelor presupuse de metoda descompunerilor succesive face, încă, adecvată realizarea lor cu ajutorul calculatorului numeric, ceea ce conduce la creșterea comodității în aplicarea acestei metode. În lucrările [8, 9, 11] este aplicată metoda descompunerilor succesive pentru identificarea structurală a unui strung carusel SC-1250 și a unei mașini orizontale de alezat și frezat AF-85, în cadrul unor analize de stabilitate dinamică a mașinilor-unelte respective, pe baza unui program „RR", elaborat în limbaj BASIC pentru un calculator numeric WANG 2200 B.

În tabelul 1 sînt dați parametrii structurali ai modurilor de vibrație preponderente ale structurii elastice a mașinii orizontale de alezat și frezat tip AF-85, investigată în [10], determinarea parametrilor fiind realizată prin metoda descompunerilor succesive, iar prelucrarea datelor experimentale fiind efectuată cu ajutorul programului „RR".

Parametrii structurii elastice a mașinii orizontale de alezat și frezat, tip AF 85

Tabelul 1

Nr. mod	f_i Hz	d_i	k_i 10^4N/mm	u_i grade	v_i grade	w_i grade
1	18,1	0,109	13,10	90,00	0	90,00
2	25,4	0,112	24,70	90,00	180,00	90,00
3	35,3	0,140	9,68	74,75	90,00	15,24
4	36,2	0,109	9,60	90,00	0	90,00
5	40,5	0,072	33,76	90,00	90,00	0
6	45,2	0,110	21,61	82,85	90,00	7,14
7	55,2	0,090	15,87	85,46	57,80	32,59
8	65,1	0,076	9,26	90,00	57,94	32,05
9	75,1	0,066	6,30	90,00	90,00	0
10	82,5	0,030	3,80	86,52	59,34	149,10
11	100,4	0,099	5,20	90,00	0	90,00
12	105,1	0,047	2,66	90,00	78,40	11,59
13	115,1	0,043	13,77	83,01	90,00	6,98
14	125,0	0,039	13,48	90,00	35,91	54,03
15	145,0	0,034	45,41	90,00	23,28	66,71
16	165,0	0,030	34,43	90,00	0	90,00
17	175,0	0,028	116,85	90,00	90,00	180,00
18	185,0	0,027	37,05	90,00	0	90,00

OBS. Structura elastică a mașinii orizontale de alezat și frezat AF 85 a fost modelată cu ajutorul a 51 moduri proprii de vibrație. Cele 18 moduri menționate în tabel se consideră a fi preponderente. Calculele de determinare a parametrilor structurali au fost realizate pe calculatorul WANG 2200-B.

Verificarea corectitudinii identificării structurale se realizează după cum urmează :

Se construiesc complianțele dinamice reale individuale $\widetilde{R}_{uu,i}(f)$ $\widetilde{R}_{vv,i}(f)$, $\widetilde{R}_{ww,i}(f)$ cu $i = 1, \ldots, n_u(n_v, n_w)$, date de relațiile :

$$\widetilde{R}_{uu,i}(f) = \frac{1}{K_{ui}} \cdot \frac{f_i^2 (f_i^2 - f^2)}{(f_i^2 - f^2)^2 + (2d_i \cdot f_i \cdot f)^2} \qquad (16)$$

și analoagele pentru $R_{vv,i}(f)$, respectiv $R_{ww,i}(f)$. Toți parametrii ce intervin în relațiile (16) au valorile cunoscute din aplicarea procedurii metodei descompunerilor succesive. Se însumează apoi receptanțele $\widetilde{R}_{ss,i}(f)$ ($s = U, V, W$) obținîndu-se complianțele dinamice totale modelate $\widetilde{R}_{ss}(f)$ care se compară cu complianțele dinamice totale experimentale $R_{ss}(f)$ ($s = U, V, W$). Se consideră că dacă abaterea rezultantă $|R_{ss}(f) - \widetilde{R}_{ss}(f)|$ este mai mică de 10% din valoarea maximă a receptanței (vezi fig. 2), se poate accepta că descompunerea curbei experimentale în complianțe indivi-

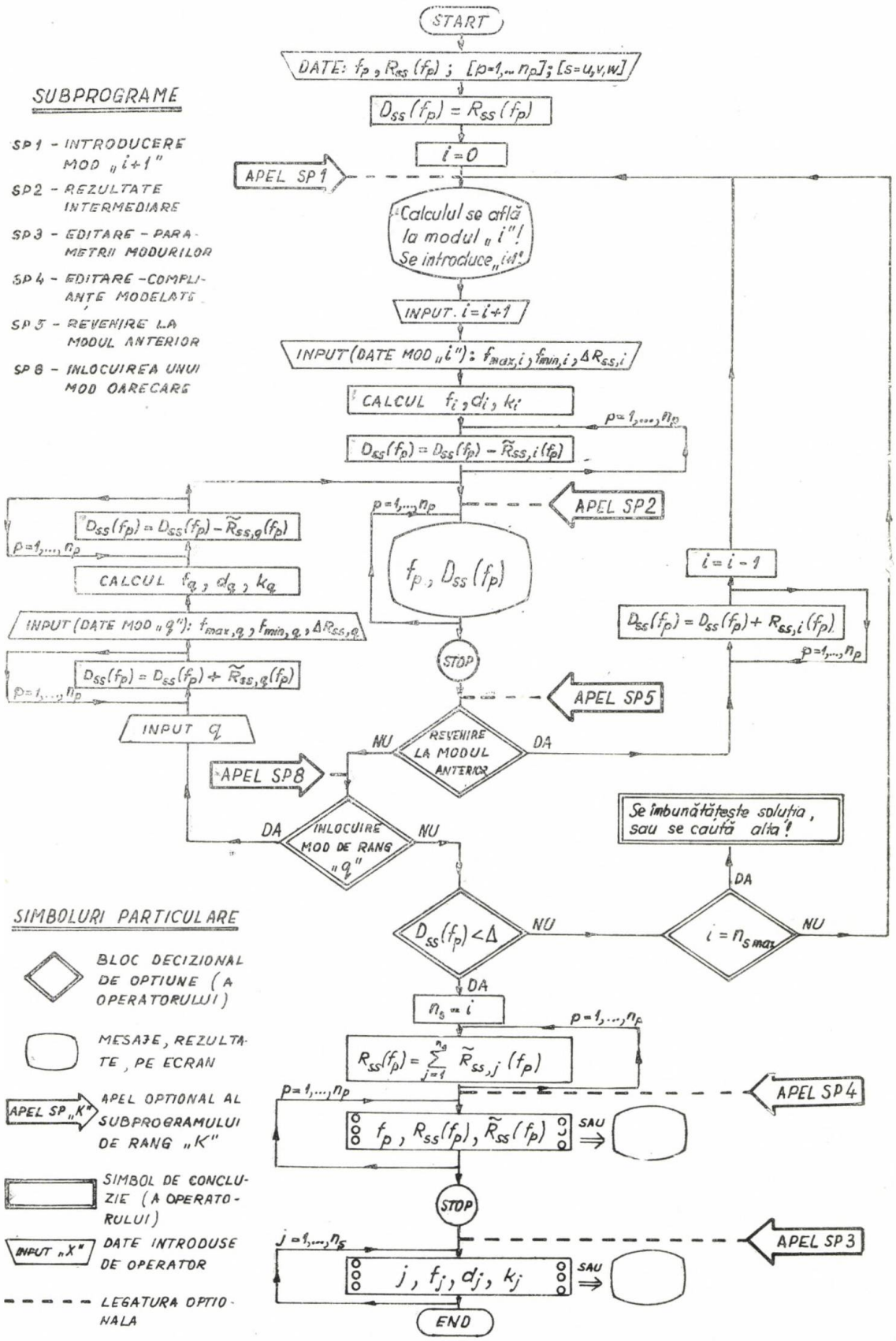


Fig. 4 Schema logică a programului aplicat pentru descompunerea succesivă a curbelor de complianță dinamică reală.

duale este admisibilă și că deci identificarea structurală a mașinii-unelte este satisfăcătoare.

Tot pentru verificarea calculelor efectuate este util de observat dacă :

$$c_s(0) \cong \sum_{i=1}^{ns} c_{s,i}(0) \qquad (s = u, v, w) \qquad (17)$$

unde :

$$c_s = k_s^{-1}; \quad c_{s,i} = k_{si}^{-1} \qquad (18)$$

iar $c_s(o)$ reprezintă complianța statică (pentru $f = 0$ Hz) a structurii elastice a mașinii-unelte, $c_{s,i}$ avînd o semnificație analoagă pentru modul de vibrație preponderent, de rang „i".

În figura 4 este prezentată schema logică generală a programului [8, 9, 10] aplicat la efectuarea calculelor presupuse de metoda descompunerilor succesive. Metoda de descompunere descrisă, cît și programul de calcul se bazează pe dialogul continuu dintre operator și calculatorul electronic, întrucît (problema fiind — după cum s-a arătat matematic — nedeterminată în accepțiunea metodei) deciziile asupra variantelor de descompunere posibile revin operatorului, calculele de rutină efectuîndu-se automat pe calculator. În vederea ușurării găsirii unei soluții cu abateri acceptabile programul este conceput în așa fel încît, prin comenzi exterioare de apelare a unor subprograme, să permită îmbunătățiri succesive atît prin reveniri asupra unor date privind ultimul mod de vibrație modelat introdus, cît și prin înlocuirea oricărui mod de vibrație modelat luat în considerare. Necesitatea revenirilor sau înlocuirilor privind parametrii definitorii ai modurilor de vibrație modelate este determinată de influențele reciproce ale acestor moduri, influențe ce nu pot fi prevăzute totdeauna de la începutul aplicării metodei.

Descompunerea în moduri proprii de vibrație cu ajutorul programului anexat (folosind un calculator WANG 2200 B) se realizează pe fiecare direcție ($s = u, v, w$) în mai multe etape :

1. Se introduc în memoria calculatorului receptanțele experimentale $R_{ss}(f_p)$ pentru un număr oarecare de frecvențe ($p = 1, \ldots, n_p$); unde n_p este numărul total de frecvențe pentru care s-a determinat experimental răspunsul structurii ; un subprogram poate fi apelat oricînd pentru verificarea datelor introduse.

2. Prin studiul pantelor descrescătoare ale curbei $R_{ss}(f_p)$ — ținînd seama și de rezultatele intermediare ale descompunerii — se introduc succesiv parametrii definitorii ai unui mod de vibrație modelat de rang „i", adică $f_{max,i}$, $f_{min,i}$, $\triangle R_{ss,i}$ ($s = U, V, W$) ; după introducerea unui asemenea set de date calculatorul afișează pe ecran diferențele dintre receptanțele experimentale $R_{ss}(f_p)$ și suma receptanțelor modelate introduse $\Sigma\widetilde{R}_{ss,i}(f_p)$, adică mărimile :

$$D_{ss}(f_p) = R_{ss}(f_p) - \sum_{j=1}^{i} \widetilde{R}_{ss,j}(f_p)$$

După introducerea fiecărui mod de vibrație modelat se verifică efectul local în banda de frecvență ($f_{max,i} \ldots, f_{min,i}$); dacă efectul nu este cel scontat se apelează subprogramul de revenire la modul anterior spre a introduce alte date noi pentru modul de vibrație în cauză.

Studiul comparativ al pantelor descrescătoare ale curbei $D_{ss}(f_p)$ în raport cu cele ale curbei experimentale $R_{ss}(f_p)$ contribuie la evaluarea mai corectă a parametrilor definitorii ai modurilor de vibrație ce urmează a fi găsite, într-un sens precizat anterior.

3. Repetînd operațiile menționate la punctul 2 pînă la n_s moduri ($s = U, V, W$) se urmărește a se scădea diferențele $D_{ss}(f_p)$ sub valorile propuse pentru întregul domeniu de frecvență studiat. Dacă din analiza curbei $D_{ss}(f_p)$ se constată necesitatea modificării efectelor sau a parametrilor unor moduri, se apelează subprogramul de înlocuire a unui mod cu alt mod ce se definește pe baza constatărilor.

4. După terminarea operației de descompunere se apelează subprogramul de calcul al receptanțelor totale modelate și se tipăresc rezultatele.

Descompunerea în moduri proprii de vibrație se realizează separat pe cele trei direcții ($s = U, V, W$). Modurile proprii individuale modelate stabilite pentru una din direcții mai ales dacă această direcție are și efecte preponderente) precizează valorile f_i și d_i [vezi (8), (9), (10)] utile și pentru modelarea modurilor pe celelalte direcții.

Numărul modurilor de vibrație n_s ($s = u, v, w$), pentru care se poate realiza descompunerea, este determinat de capacitatea memoriei calculatorului electronic. Aplicarea metodei pentru cîteva structuri a arătat că, în general, cu $n_s < 30$ moduri se pot obține descompuneri cu abateri reduse și acceptabile (sub 10%), ceea ce necesită o memorie de calculator de aproximativ 16 K.

În **concluzie,** metoda descompunerilor succesive a receptanțelor totale experimentale ale structurii elastice a mașinilor-unelte permite într-o manieră comod aplicabilă, identificarea structurală a mașinii și prin aceasta, modelarea adecvată a curbelor de răspuns în planul real ale structurii mașinii-unelte. Aceste curbe sînt deosebit de importante în analiza stabilității dinamice a mașinilor-unelte,

permițînd sesizarea contribuției modurilor individuale de vibrație la definirea parametrilor de prag de stabilitate a sistemului dinamic, în ansamblul său, ca și în probleme de analiză structurală a mașinii sugerînd, de asemenea, rolul diferitelor moduri individuale în definirea configurației deformate a structurii elastice.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Botez, E., Moraru, V., Ispas, C.:* „Mașini unelte" vol. III, Ed. Tehnică București, 1973.

[2] *Koenisberger, F., Tlusty, J.:* „Machines Tool Structures", Pergamon Press, 1970.

[3] *Cowley, A.:* „Structural Analysis, în „M. T. Str." — vol. I, Pergamon Press, 1971.

[4] *Olesen, H.:* „Measurement of the Dynamic Properties of Materials and Structures" — application notes, B§K, 13—120, 1975.

[5] *Mirski, F.:* „Dynamique de la machine-outils" — în „Machine-Outil", nr. 267—274, 1971.

[6] *Rusu, St.:* „Stabilitatea dinamică liniară și neliniară a mașinilor-unelte", teză de doctorat, ICB, 1974.

[7] *Rusu, St.:* „O metodă teoretică-experimentală de investigare a proprietăților de stabilitate dinamică ale mașinilor-unelte în „Construcția de mașini", nr. 8, 1975.

[8] *Rusu, St., Larionescu, S.:* „Măsurători dinamice în vederea determinării celor mai intensive regimuri de așchiere la prelucrările mecanice pe strungul carusel SC-1250" — contract de cercetare științifică cu Intrepr. „Timpuri Noi", 1975.

[9] *Rusu, St., Rozsa, Fr., Antonescu, N.:* „Studiul proprietăților de stabilitate în procesul de așchiere ale strungurilor carusel tip SC-1250" — contract de cercetare științifică cu IUC — Ploiești, 1976.

[10] *Rusu, St., Rozsa, Fr., Antonescu, N.:* „Îmbunătățirea parametrilor tehnologici de prag de stabilitate dinamică ai mașinilor orizontale de alezat și frezat, tip AF 85" — contract de cercetare științifică cu IUC — Ploiești, 1977.

[11] *Rusu, St., Rozsa, Fr.:* „Metoda descompunerilor succesive la identificarea structurală a mașinilor-unelte" — comunicare științifică la a II-a Conferință națională de mașini-unelte București, decembrie 1976.

CZ : 621.9 : 681.31

Determinarea pe calculator numeric a coordonatelor capetelor multiax*

Conf. dr. ing. Sergiu T. **CHIRIACESCU**, șef lucr. ing. Nicolae Valentin **IVAN**, șef lucr. Constantin **BUZATU** — Universitatea Brașov

Introducere

Una din etapele de bază ale proiectării capetelor multiax constă în calculul coordonatelor axelor roților intermediare. În cazul în care schema cinematică conține un număr considerabil de roți dințate, chiar dacă se dispune de un calculator de birou, parcurgerea acestei etape de proiectare este însoțită de un mare volum de muncă, de ordinul zecilor de ore. În plus, ținînd seama că, de obicei, în acest scop este folosită o persoană cu calificare superioară, rezultă cu prisosință necesitatea utilizării calculatoarelor electronice.

Sistemul bazat pe configurația de calcul FELIX C-256 dă o bună rezolvare problemei. Volumul de muncă se reduce de la cîteva zile (de proiectare tradițională), la numai cîteva zeci de minute, din care calculele propriu-zise durează două minute. De asemenea, sistemul nu necesită personal calificare superioară.

Stabilirea algoritmilor de calcul

Datele inițiale necesare stabilirii algoritmilor de calcul sînt identice cu acelea folosite în mod curent de către proiectant în faza în care, pe baza schemei cinematice a capului multiax, precizează (eventual folosind un calculator de birou) coordonatele axelor intermediare. Prin urmare se consideră cunoscute :

— trasajul de principiu al schemei cinematice (cu indicarea amplasării tuturor roților) ;
— modulele și numerele de dinți ale danturilor ;
— pozițiile axelor sistemului de referință OXY (ales astfel încît toate coordonatele au semn pozitiv).

Analizînd schemele cinematice ale unui mare număr de capete multiax complexe s-a ajuns la concluzia că există două „cuiburi" elementare de bază, reprezentate în figura 1. Aici pozițiile axelor pe care se află roțile A, B, $C1$ și $C2$ (avînd același diametru al cercului de rostogolire ca și roata A) sînt cunoscute, urmînd a se determina poziția axului O_{C1}

Schemele cinematice complexe pot fi descompuse într-un număr oarecare de „cuiburi" de bază, sau de variante ale acestora. De exemplu, cazul din figura 2-a poate fi socotit

*) Prezentarea algoritmilor de calcul în extenso, programul de calculator, precum și instrucțiunile de aplicare în practică pot fi obținute luîndu-se legătura cu oricare dintre autori.

ca derivînd din figura 1-a (în situația în care diametrele cercurilor de rostogolire ale roților C1 și C2 sînt egale), iar „cuibul" din figu-

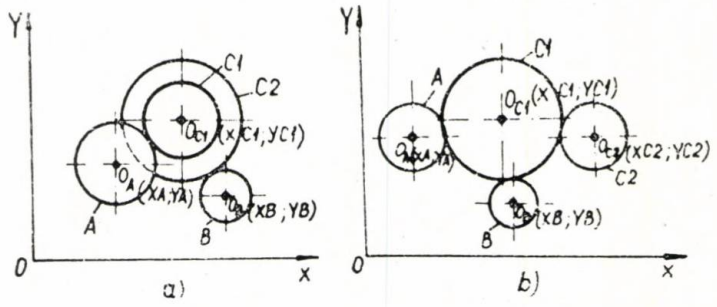


Fig. 1

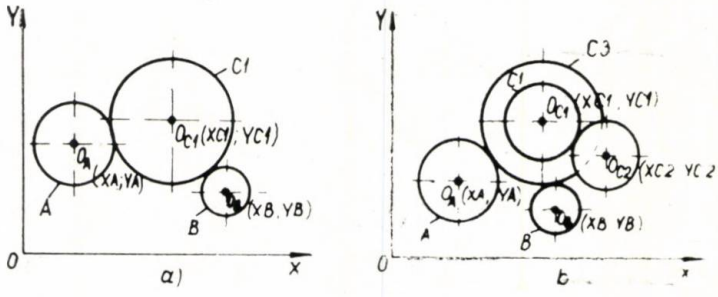


Fig. 2

ra 2-b poate fi socotit ca o variantă a celui din figura 1-b.

Algoritmul 1 (pentru „cuibul" din figura 1-a). Pentru început se consideră „cuibul" din

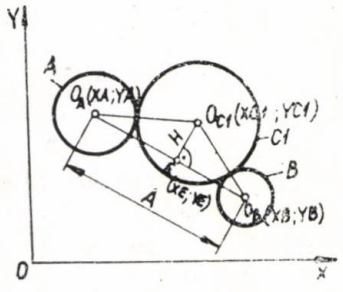


Fig. 3

figura 2-a. Notînd cu *MA*, *ZA* modulul și, respectiv, numărul de dinți pentru roata *A* ș.a.m.d., în baza figurii 3, se obțin relațiile prezentate în tabelul 1. De menționat că roata *C1* se consideră „pe dreapta" atunci cînd un observator plasat în acel punct al segmentului $O_A\ A_B$ care are ordonata minimă (*YA* sau *YB*), privind de-a lungul dreptei care unește punctele O_A și O_B vede roata *C1* la dreapta sa. În cazul în care observatorul, ocupînd aceeași poziție, vede roata *C1* la stînga sa, atunci aceasta se consideră „pe stînga".

Algoritmul 2 (pentru „cuibul" din figura 1-b):

a) pentru cazul particular în care razele $RA = \frac{MA \cdot ZA}{2}$, $RB = \frac{MB \cdot ZB}{2}$ și $RC2 = \frac{MC2 \cdot ZC2}{2}$ ale cercurilor de rostogolire aparținînd *A*, *B* și respectiv *C2* sînt egale, formulele pentru calculul coordonatelor *XC1* și *XC2* sînt:

$$XC1_a = \frac{(YB-YC2)(XA^2-XB^2+YA^2-YB^2)-(YA-YB)(XB^2-XC2^2+YB^2-YC2^2)}{2[(XA-XB)(YB-YC2)-(XB-XC2)(YA-YB)]}$$

$$XC1_a = \frac{(XA-XB)(XB^2-XC2^2+YB^2-YC2^2)-(XB-XC2)(XA^2-XB^2+YA^2-XB^2)}{2[(XA-XB)(YB-YC2)-(XB-XC2)(YA-YB)]} \quad (1)$$

Dacă $RB = RC2 \neq RA$, coordonatele $XC1$ și $XC2$ se calculează cu două seturi de relații. Alegerea unuia sau a altuia dintre acestea este funcție de mărimea $V1 = YB - YC2$;

b) dacă $V1 \neq 0$, atunci:

$$XC1' = \frac{W2 + W4}{W1}, \quad XC1'' = \frac{W2 - W4}{W1}$$

$$YC1_b = \frac{(XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2) - 2\,(XB - XC2) \cdot XC1}{2 \cdot V1} \tag{2}$$

unde:

$$\left.\begin{aligned}
W1 &= (XA - XB)^2 - (RA - RB)^2 + \frac{(XB - XC2)^2 \cdot [(YA - YB)^2 - (RA - RB)^2]}{V1^2} - \\
&\quad - 2 \cdot \frac{(XA - XB)\,(XB - XC2)\,(YA - YB)}{V1} \\
W2 &= \frac{[(YA - YB)^2 - (RA - RB)^2]\,(XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2)^2}{4V1^2} + \\
&\quad + \frac{(XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2) \cdot V2}{V1} + V3 \\
V2 &= (RA - RB)^2 \cdot YA - (YA - YB)\left[\frac{(RA - RB)^2}{2} + \frac{1}{2}(XA^2 - XB^2 + YA - YB^2)\right] \\
V3 &= \left[\frac{(RA - RB)^2}{2} + \frac{1}{2}(XA^2 - XB^2 + YA^2 - YB^2)\right]^2 - (RA - RB)^2\,(XA^2 + YA^2) \\
W4 &= \sqrt{W2^2 - W1 \cdot W3}; \quad W3 = \frac{[(YA - YB)^2 - (RA - RB)^2]}{4V1^2} \cdot (XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2)^2 + \\
&\quad + \frac{(XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2) \cdot V2}{V1} + V3
\end{aligned}\right\} \tag{3}$$

În funcție de îndeplinirea sau neîndeplinirea condiției

$$\begin{aligned}
W9 = \big|\, &\sqrt{(XA - XC1'')^2 + (YA - YC1'')^2} - \\
&- \sqrt{(XB^2 - XC1'')^2 + (YB^2 - YC1'')^2} - \\
&- (RA - RB)\big| > \sqrt{(XA - XC1')^2 + (YA - YC1')^2} - \\
&- \sqrt{(XB - XC1')^2 + (YA - YC1')^2} - \\
&- (RA - RB)\,| = W10
\end{aligned} \tag{4}$$

se va considera $XC1 = XC1'$,
sau $XC1 = XC1''$;

c) În cazul particular în care $V1 = 0$, pentru calculul coordonatelor punctului O_{C1} (fig. 1-a) se vor folosi relațiile:

$$XC1_c = \frac{XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2}{2(XB - XC2)}, \tag{5}$$

$$YC1' = \frac{-W5 + W7}{W6}, \quad YC1'' = \frac{-W5 - W7}{W6}$$

unde:

$$\left.\begin{aligned}
W5 &= \frac{1}{2}(XA - XB)\,(XB - XC2)\,(YA - \\
&\quad - YB)\,(XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2) + \\
&\quad + (XB - XC2)^2 \cdot V3 \\
W6 &= (XB - XC2)^2 \cdot [(YA - YB)^2 - (RA - \\
&\quad - RB)^2], \quad W7 = \sqrt{W5^2 - W6 \cdot W8} \\
W8 &= (XB - XC2)^2 \cdot V3 + (XB - XC2) \cdot \\
&\quad \cdot (XB^2 - XC2^2 + YB^2 - YC2^2) \cdot V4 + \\
&\quad + \frac{1}{4}[(XA - XB)^2 - (RA - RB)^2] \cdot (XB^2 - \\
&\quad - XC2^2 + YB^2 - YC2^2) \\
V4 &= (RA - RB)^2 \cdot XA - \frac{1}{2}(XA - XB) \cdot \\
&\quad \cdot (XA^2 - XB^2 + YA^2 - YB^2) - (RA - RB)^2
\end{aligned}\right\} \tag{6}$$

Și de această dată, $YC1 = YC1'$ sau $YC1 =$

$= YC1''$ în funcție de satisfacerea sau nu a condiției (4).

Organigrama de proceduri

Din punct de vedere procedural, sistemul preconizat este prezentat în figura 4, de unde rezultă cu claritate lanțurile și procedurile de tratare a informațiilor.

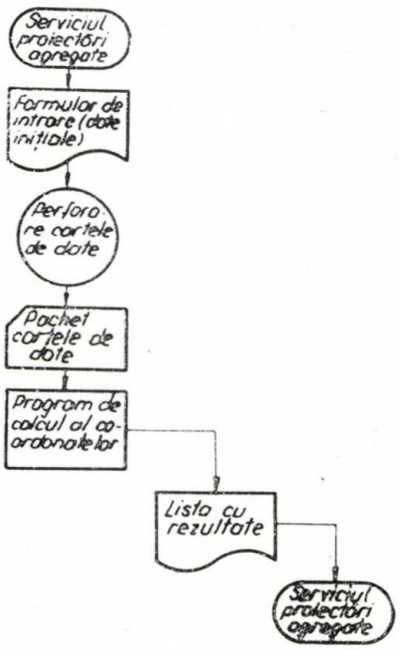


Fig. 4

Sistemul este astfel conceput, încît coordonatele axelor intermediare să rezulte rapid funcție doar de un minimum de informații.

Referindu-ne la lanțul de tratare a informațiilor, punctul de plecare este serviciul proiectări agregate. Aici, informațiile care descriu particularitățile capului multiax care urmează să se proiecteze, se înregistrează pe un formular special, care servește în același timp și ca formular FORTRAN. De aici informațiile vor fi depuse pe cartele perforate. În continuare datele de pe aceste cartele vor fi prelucrate de către un anumit program, astfel încît la imprimanta calculatorului să rezulte documentația dorită.

Organizarea datelor și exploatarea sistemului

Este lesne de înțeles că informațiile inițiale care stau la baza sistemului pe care-l propunem, trebuie să fie aceleași ca și cele din cazul proiectării tradiționale, adică : trasajul de principiu al schemei cinematice (cu indicarea poziției roților), coordonatele roților coaxiale cu axele alezajelor, care trebuie prelucrate, modulele și numerele de dinți ale cuiburilor, poziția axelor sistemului de referință în care sînt date coordonatele.

Avîndu-se în vedere că se urmărește rezolvarea problemei cu ajutorul calculatoarelor electronice, aceste informații inițiale trebuie organizate și transmise într-un anumit mod. Convenabil, acestea pot fi asigurate prin intermediul formularului de intrare, conceput special pentru sistemul preconizat (fig. 7 și 8), asemănător cu cel din [2]. Formularul conține tablourile cu date *T1*, *T2*, *T4* și *T6* pe care le vom discuta în cele de mai jos.

Tabloul *T1* servește la înregistrarea datelor referitoare la axele și roțile dințate care apar în trasajul de principiu al schemei cinematice. În funcție de etajul de care ține, pentru fiecare roată dințată din schemă se trece modulul (m) și numărul de dinți (z), precum și coordonatele x și y ale axului, dacă acestea din urmă sînt cunoscute. În cazul în care coordonatele x și y sînt cunoscute în prima coloană trebuie să se treacă cifra 1, axul respectiv fiind considerat rezolvat. În caz contrar se va trece cifra ∅ cazul fiind nerezolvat. De asemenea, în *T1* trebuie să se înregistreze și numărul axului (coloanele $3 \div 5$).

Tabloul *T2* descrie cuiburile de roți dințate luate în considerație, pe rînd, conform algoritmului. Întotdeauna coordonatele axului pe care se află roata *C1*, sînt cele care trebuie

Tabelul 1.

Sistem de referință dreapta				Sistem de referință stînga			
$YA > YB$	$YA < YB$	$YA > YB$	$YA < YB$	$YA > YB$	$YA < YB$	$YA > YB$	$YA < YB$
Roata C1 pe dreapta	Roata C1 pe stînga	Roata C1 pe stînga	Roata C1 pe dreapta	Roata C1 pe stînga	Roata C1 pe dreapta	Roata C1 pe dreapta	Roata C1 pe stînga
$XC1 = XE + H\frac{YA-YB}{A}$	$XC1 = XE - H\frac{YA-YB}{A}$	$XC1 = XE - H\frac{YA-YB}{A}$	$XC1 = XE + H\frac{YA-YB}{A}$	$XC1 = XE + H\frac{YA-YB}{A}$	$XC1 = XE - H\frac{YA-YB}{A}$	$XC1 = XE - H\frac{YA-YB}{A}$	$XC1 = XE + H\frac{YA-YB}{A}$
$YC1 = YE + H\frac{XA-XB}{A}$	$YC1 = YE + H\frac{XA-XB}{A}$	$YC1 = YE + H\frac{XA-XB}{A}$	$YC1 = YE + H\frac{XA-XB}{A}$	$YC1 = YE - H\frac{XA-XB}{A}$	$YC1 = YE + H\frac{XA-XB}{A}$	$YC1 = YE + H\frac{XA-XB}{A}$	$YC1 = YE + H\frac{XA-XB}{A}$

$$XE = \frac{XB + VL\,XA}{1+VL} \qquad YE = \frac{YB + VL\,YA}{1+VL}, \qquad A = \sqrt{(XA-XB)^2 + (YA-YB)^2}$$

$$H = \sqrt{\left(\frac{MB\,ZB + MC1\,ZC1}{2}\right)^2 - \left(\frac{A^2 - MA^2\,ZA^2 + MB^2\,ZB^2}{2A}\right)^2}$$

$$VL = \frac{4A^2 + (MA\,ZA + MC1\,ZC1)^2 - (MB\,ZB + MC1\,ZC1)^2}{4A^2 - (MA\,ZA + MC1\,ZC1)^2 + (MB\,ZB + MC1\,ZC1)^2}$$

determinate funcție de coordonatele roților A, B și $C2$ care astfel trebuie cunoscute de la început sau determinate într-o fază anterioară. Cuibul se consideră rezolvat dacă toate coordonatele axelor roților din cuib sînt cunoscute și în acest caz în coloana 2-a a lui $T2$ se va trece cifra 1. În caz contrar cuibul este nerezolvat și se va trece cifra $\varnothing$ De asemenea pentru fiecare din roțile cuibului (A, B, $C1$, $C2$), utilizatorul va preciza numărul axului și etajul, folosindu-se de tabloul $T1$. În plus, în coloanele 20, 22 și 24 trebuie să se indice dacă condițiile prescrise în capul de tabel sînt îndeplinite, prin depunerea simbolului 1, sau neîndeplinite prin înregistrarea simbolului 0.

Tabloul $T4$ memorează numărul de axe ale schemei cinematice (numărul de linii din $T1$) în primele două coloane, precum și numărul de cuiburi avute în vedere (numărul de linii din $T2$) în ultimele două coloane.

Tabloul $T6$ memorează numărul de cod al capului multiax care se proiectează.

În afara tablourilor cu date discutate, programul de calculator mai impune utilizarea a încă două tablouri de date și anume tabloul $T3$ care ține evidența modulelor și numerelor de dinți aferente fiecărui etaj și tabloul $T5$ care conține unele informații reclamate de editarea în clar a rezultatelor obținute în urma rulării programului. Facem mențiunea că pe utilizator nu trebuie să-l intereseze aceste ultime două tablouri, informațiile acestora fiind încorporate direct în partea fixă a programului.

După înregistrarea informațiilor în formularul de intrare, mai sus discutat, se va proceda în continuare, conform celor indicate de figura 4, astfel încît în urma rulării programului, la imprimanta calculatorului vor fi listate rezultatele care vor fi remise apoi beneficiarului.

Schema logică a programului - calculator

Spațiul redus nu ne permite și prezentarea programului de calculator [3], conceput pentru determinarea coordonatelor axelor intermediare ale capului multiax. Dar logica acestui program, bazată pe algoritmul descris, poate fi urmărită în schema logică, de principiu, din figura 5. Notațiile folosite au, de asemenea, aceleași semnificații.

Exemplu ilustrativ

Pentru evidențierea modului de utilizare a sistemului preconizat, ca exemplificare, să presupunem că se urmărește proiectarea capului multiax a cărui schemă cinematică este dată în figura 6. Coordonatele cunoscute (alezajele care se prelucrează) sînt indicate în tabel prin cifre arabe în coloana ALEZAJUL.

Pe baza schemei cinematice de mai sus, s-au completat formularele de intrare din figurile 7 și 8. Trecîndu-se datele din acest formular pe cartele perforate, după rularea programului, s-au obținut la imprimanta calculatorului rezultatele din tabelul 2.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Goranski, K. G.:* K teorii avtomatizații injenernovo truda, Minsk, 1962.

[2] *Constantinescu, V., Toma, C., Manolescu, N.:* POZAX — Program de calcul pentru pozițiile axelor la capetele multibroșe. În „Realizări I.C.P.M.U.A., trim. III/1972.

[3] *Niculescu, S.:* Inițiere în FORTRAN. Ed. Tehnică, București, 1972.

[4] *Pisău, G., Toma, C., Mihăescu, I.:* Elaborarea și introducerea sistemelor informatice. Ed. Tehnică, București, 1975.

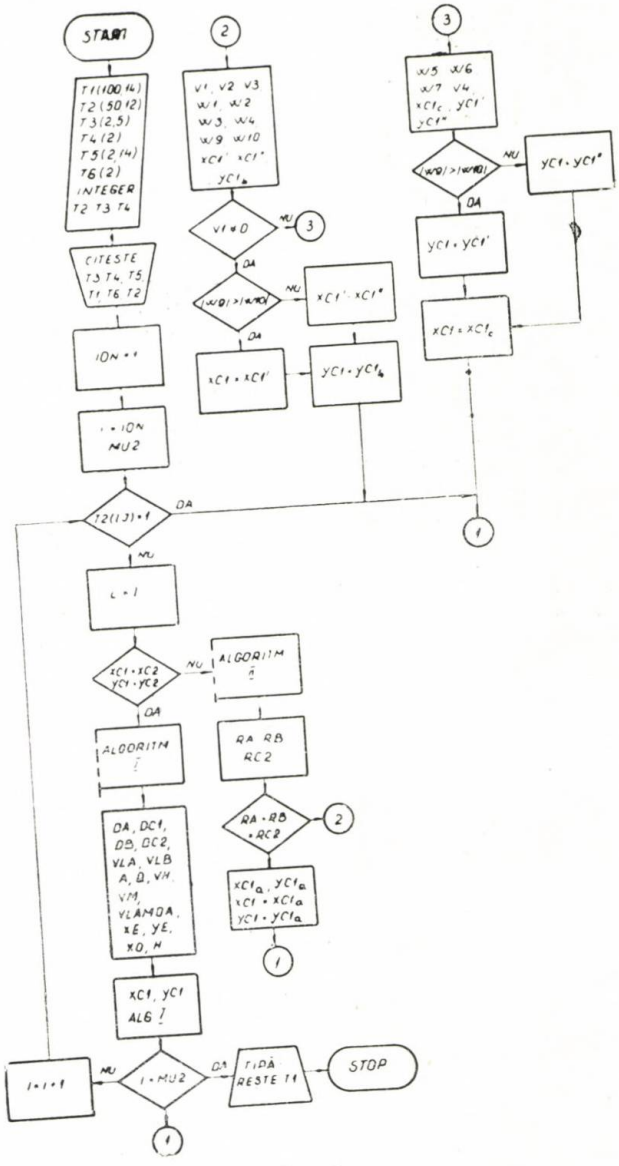


Fig. 5

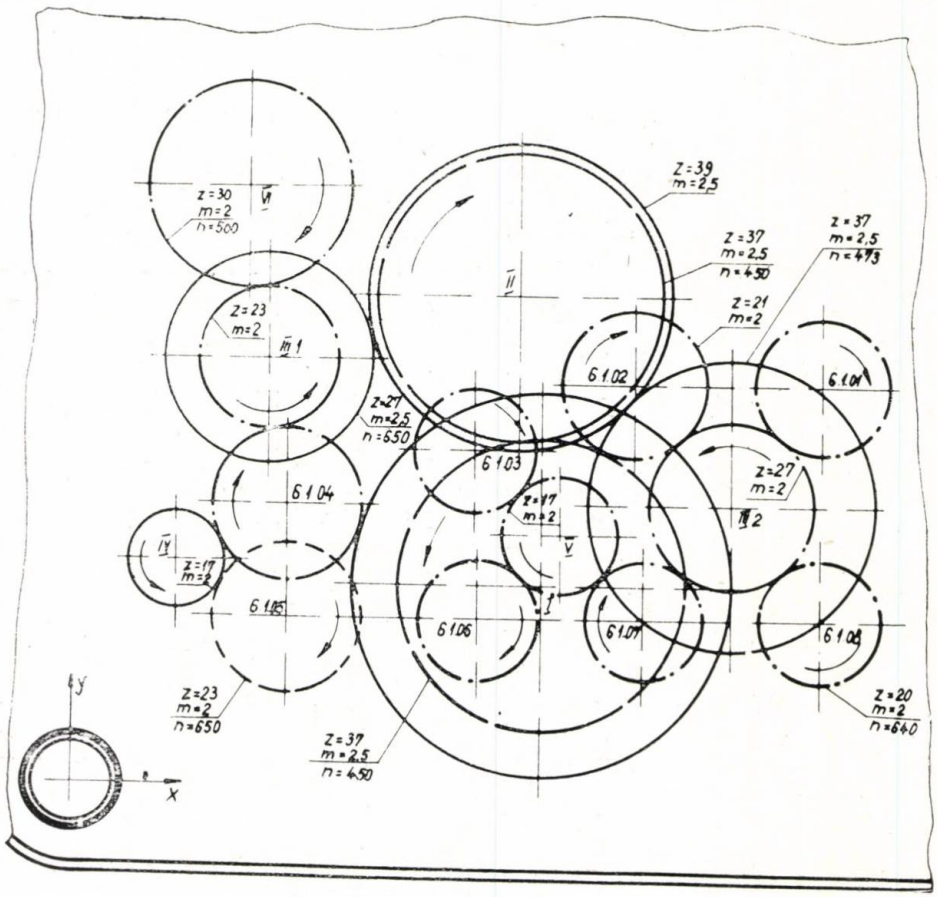


Fig. 6

TABEL CU COORDONATE

Nr crt	ALEZAJUL	$X^{\pm 0,02}$	$Y^{\pm 0,02}$
1	1	0	0
2	2	300	240
3	6.01	239	128
4	6.02	179	128
5	6.03	129,5	107,5
6	6.04	69	90
7	6.05	69	55
8	6.06	129,5	55
9	6.07	182	55
10	6.08	239	55
11	I	150	65
12	II	141,82	157,137
13	III 1	62,21	135,50
14	III 2	210,5	91,5
15	IV	33	72,5
16	V	155,75	81,25
17	VI	62,21	48,50

Tab T4

Nr de linii din T1	Nr de linii din T2
1	3
17	5

Tab T6

Desen nr.													
1				5	6					12		14	
4	2	6	-	1	1	.	1	-	0	2	-	0	4

Întreprinderea - Secția					CCE
Nr desenului		Pag	Din	Data	
Proiectant					

OBSERVAȚII:

1°- Pe cartele perforate se trec numai datele din tablourile T4, T6, T1, T2, în ordinea T4 - T6 - T1 - T2, fără capetele acestora.

2°- Tab T4, T6, T1, T2 sînt formulare FORTRAN

Tab. 1

Rez (1) Nerez (0)	Nr ax	Abscisa (x)	Ordonata (y)	Etajul I Modul (m)	Etajul I Nr dinți (z)	Etajul II Modul (m)	Etajul II Nr dinți (z)	Etajul III Modul (m)	Etajul III Nr dinți (z)	Etajul IV Modul (m)	Etajul IV Nr dinți (z)	Etajul V Modul (m)	Etajul V Nr dinți (z)
1	3 5	6 7 12	13 16	20	24	28	32	36	40	44	48	52	56 58
1	1	0	0										
1	2	30	240	2	20								
1	3	239	128	2	20								
1	4	179	128	2	21								
1	5	129	107	2	20								
1	6	69	90	2	23								
1	7	69	55			2	23						
1	8	129	55	2	20								
1	9	182	55	2	20								
1	10	239	55	2	20								
1	11	150	65							2	50 37		
0	12							2	50 39	2	50 37		
0	13			2	23			2	50 27				
0	14			2	27			2	50 37				
0	15			2	17	2	01 7						
0	16			2	17								
0	17			2	30								

Observație

1°- Pe cartele perforate nu se trec datele cuprinse în capul tabloului

2°- Tab T2 este un formular FORTRAN

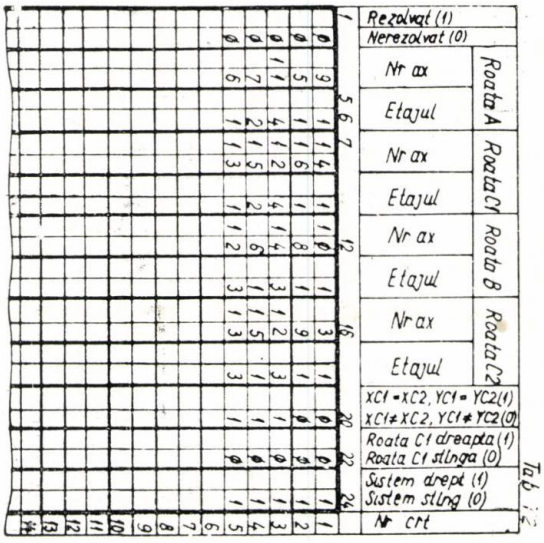


Fig. 8

Coordonatele axelor capului Multiax schema C. nr. 426-11.1-02 04

Tabelul 2

RN	NAX	X	Y	ET1 M	ET1 Z	ET2 M	ET2 Z	ET3 M	ET3 Z	ET4 M	ET4 Z	ET5 M	ET5 Z
1.	1.	.000	.000	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	2.	300.000	240.000	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	3.	239.000	128.000	2.00	20.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	4.	179.000	128.000	2.00	21.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	5.	129.500	107.500	2.00	20.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	6.	69.000	90.000	2.00	23.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	7.	69.000	55.000	.00	0.	2.00	23.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	8.	129.500	55.000	2.00	20.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	9.	182.000	55.000	2.00	20.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	10.	239.000	55.000	2.00	20.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	11.	150.000	65.000	.00	0.	.00	0.	.00	0.	2.50	37.	.00	0.
1.	12.	141.822	157.138	.00	0.	.00	0.	2.50	39.	2.50	37.	.00	0.
1.	13.	62.211	135.490	2.00	23.	.00	0.	2.50	27.	.00	0.	.00	0.
1.	14.	210.500	91.500	2.00	27.	.00	0.	2.50	37.	.00	0.	.00	0.
1.	15.	33.031	72.500	2.00	17.	2.00	17.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
1.	16.	155.749	81.250	2.00	17.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.
0.	17.	.000	.000	2.00	30.	.00	0.	.00	0.	.00	0.	.00	0.

CZ : 621.941

Conceptul de adaptabilitate asociat sistemului dinamic mașina unealtă-proces de așchiere. Realizabilitatea fizică a sistemelor adaptive ale regimurilor de așchiere

Prof. dr. ing. Florea **SIMION**, ing. Theodor **BORANGIU** — Institutul Politehnic București

Conceptul de adaptabilitate pentru ansamblul sistem elastic echivalent *(SEE)* — proces de așchiere

Desfășurarea procesului de așchiere în scopul obținerii unei suprafețe prelucrate are la bază informația tehnologică prescrisă în funcție de :

— cunoașterea proprietăților fizice și a caracteristicilor de tăiere ale sculelor folosite ;
— forma și dimensiunile finale ale piesei prelucrate ;
— principalele caracteristici ale mașinii-unelte pe care se va efectua prelucrarea (*SEE* și natura procesului de lucru).

Gradul de cunoaștere a tuturor acestor factori este diferit pentru diferite piese, scule și mașini. Pe de altă parte, unele caracteristici cum ar fi : proprietățile fizice ale metalului prelucrat și caracteristicile de tăiere ale sculelor se modifică pe durata unei prelucrări. De asemenea, proprietățile fizice ale sculelor de-a lungul duratei de viață a acestora se modifică, mai ales în funcție de regimurile tehnologice utilizate.

Prelucrarea unor metale mai puțin cunoscute sau complet noi nu permite prescrierea și mai ales realizarea unor regimuri tehnologice optime, cu atît mai mult instantaneu optime. În acest sens, perfecționările aduse sistemelor de conducere a mașinilor unelte trebuie să urmărească, în ultimă analiză, atingerea unuia dintre scopurile principale — productivitatea maximă sau prețul de cost minim sau un compromis între acestea.

Încărcarea necontrolată a mașinilor-unelte, va conduce fie la supraîncărcarea acestora și deci la o uzură excesivă a mașinii (ieșirea mașinii din clasa de precizie sau chiar deteriorarea ei) sau a sculelor (scurtarea duratei de viață), fie la subîncărcare, ceea ce mai ales la mașinile-unelte cu comandă numerică ar duce la un preț de cost foarte ridicat.

Pe lîngă factorii principali amintiți, o încărcare necontrolată va conduce și la manifestarea altor factori secundari, cum ar fi apariția deformațiilor elastice de temperatură sau (și) de efort, care vor efectua în primul rînd precizia dimensională a uzinării (deformații ale sistemului dimensional mașină — dispozitiv de fixare — sculă — piesă).

Apare deci evidentă necesitatea folosirii unor sisteme adaptive care să conducă la o mai bună utilizare a mașinii-unelte în procesul de așchiere.

Pentru a rezolva problema adaptării sistemului dinamic mașină-unealtă, se impune introducerea conceptului de adaptabilitate al acestui sistem și evidențierea seturilor de mărimi de bază cît și a tipului de adaptare utilizată.

În acest sens, vom considera sistemul mașină-unealtă din figura 1, ca un sistem multivariabil la intrare și mutivariabil la ieșire,

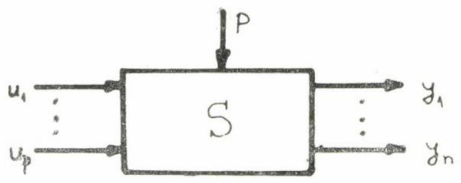


Fig. 1

notat cu S, cu $u = (u_1, u_2, \ldots, u_p)$ — mărimi de intrare și $y = (y_1, y_2, \ldots, y_n)$ — mărimi de ieșire.

Pentru problema considerată, componentele vectorului u sînt : vectorul mărimilor tehnologice introduse prin comanda numerică a mașinii-unelte (tipul așchierii, tipul deplasărilor, lățimea de așchiere, modul de așchiere, funcții tehnologice ajutătoare — notate prin vectorul u_{CN}), viteza de avans (w), turația arborelui principal (n), adîncimea de tăiere (t), cît și cotele pe care trebuie să le realizeze axele mașinii în timpul unei prelucrări elementare (X_p, Y_p, Z_p) :

$$u = (u_{CN}, w, n, t, X_p, Y_p, Z_p)$$

Componentele vectorului y sînt date de cotele realizate ca urmare a deplasării reale a axelor mașinii (X_r, Y_r, Z_r), forma și acuratețea suprafeței prelucrate, eforturile ce iau naștere între sculă și piesă (M_t, M_i, F_t, F_z), puterea consumată de motorul acționării principale (P) :

$$y = (M_t, M_i, F_t, F_z, P, X_r, Y_r, Z_r, \text{rugozitate})$$

Sistemul este perturbat de o serie de factori care se manifestă atît în *SEE* (vibrații — **vib**),

surse termice (θ), forțe inerțiale (F_i), mase variabile (M_v), cît și în procesul de lucru (adaos aleatoriu de prelucrare t, variații ale durității materialului de prelucrat $\Delta\delta$ variații ale uzurii sculei folosite Δuz, variații ale tensiunii de alimentare a motorului acționării principale Δu_a). Astfel apare setul perturbațiilor p :

$$p = (\text{vib}, \theta, F_i, M_v, t_a, \Delta\delta, \Delta uz, \Delta u_a)$$

Deci :

$$u \in U \subset R^p$$

$$y \in Y \subset R^n$$

unde U și Y sînt mulțimile variabilelor de intrare, respectiv de ieșire, aparținînd unor spații topologice multidimensionale reale.

Timpul t este o variabilă esențială, independentă și ordonată și aparține unei mulțimi finite, date de durata prelucrărilor parțiale (etapele tehnologice parțiale ale așchierii piesei) :

$$T \subset R^1$$

Deoarece S reprezintă modelul sistemului real al mașinii unelte, timpul este implicit asociat variabilelor, astfel că :

$$u(t) = [u_{CN}(t),\ w(t),\ n(t),\ t(t),\ X_p(t),\ Y_p(t),\ Z_p(t)]$$

$$y(t) = [M_t(t),\ M_i(t),\ F_t(t),\ F_z(t),\ P(t),\ X_r(t),\ Y_r(t),\ Z_r(t),\ \text{rugozitate}\ (t)].$$

Trebuie menționat că dependența de timp a componentelor din $u\ (t)$ se manifestă în cazul regimurilor de așchiere neadaptate doar la nivel de etapă tehnologică parțială (n, t, $X_p \ldots, Z_p$), iar în ceea ce privește vectorul $u_{CN}(t)$ la nivel de prelucrare completă a unei piese. Astfel spus, printr-o comandă numerică clasică, setul mărimilor de intrare este staționar pe intervalele de timp Δt_i, corespunzătoare etapelor tehnologice parțiale i.

Considerînd timpul ca o coordonată spațială, separată, relațiile precedente devin :

$$u = (u,\ t) = (u_1,\ u_2, \ldots, u_p, t) \in R^{p+1}$$

$$y = (y,\ t) = (y_1,\ y_2, \ldots, y_n, t) \in R^{n+1}$$

Spațiile R^{p+1} și R^{n+1} sînt spații de fază.

Colecției de valori ale variabilelor u și y, în raport cu variabila t, i se asociază funcții ; acestea definesc complet pentru oricare $t \in [t_0, t_f]$ pe u și y.

Asociind pentru u funcția ω și pentru y funcția γ, cu $\omega \in \Omega$ și $\gamma \in \Gamma$ rezultă pentru intrare :

$$\Omega = \{\omega : T \to U\}$$

Funcțiile ω sînt complet exterioare sistemului mașină-unealtă, structura acestuia neputînd să le influențeze.

Mulțimea funcțiilor de ieșire este :

$$\Gamma = \{\gamma : T \to Y\}$$

iar valorile variabilei de ieșire sînt determinate atît de variabilele de intrare cît și de structura sistemului SEE + proces de așchiere.

O caracterizare a sistemului doar prin cunoaștrea (identificarea) cauzalității $u \to y$ (caracterizare abstractă — așa cum s-a considerat anterior) nu este operatorie, în sensul că nu este suficientă pentru determinarea funcțională completă în sensul individualizării complete a perechilor de valori (u, y) pentru $(\forall)\ t \in [t_0, t_f) \in T$

O caracterizare completă și în detaliu presupune :

— cunoașterea funcțiilor γ dacă se dau funcțiile pentru intervalul de observare $t \in [t_0, t_f)$;

— cunoașterea $u \to y$ pentru $(\forall)\ t > t_i$ deci universitatea funcțiilor γ odată determinate.

În acest sens caracterizarea analitică presupune dependența exprimată matematic :

$$\gamma = f_{s\alpha}(\omega),\ (\forall)\, t > t_0$$

și cunoașterea completă a funcțiilor $f_{s\alpha}$.

Cum din însuși conceptul de sistem se presupune o tranziție informațională mijlocită intrare-ieșire (netrivialitatea), se poate evidenția cel puțin o variabilă internă sistemului mașină-unealtă notată cu $x \in X$, $x = \theta(t)$, cu $\theta \in H$, în realitate un set ce reflectă : curentul acționării principale (I), temperatura în punctul de interacțiune sculă-piesă (θ_{sp}), uzura sculei uz(t) ș.a., unde :

$$x = [I(t),\ \theta_{sp}(t),\ uz(t), \ldots]$$

În acest caz comportarea sistemului pentru $t > t_0$ este definită de expresiile :

$$x = \varphi(t ;\ t_0,\ x_0,\ u)$$

$$y = \eta(t,\ x)$$

cu

$$u = \omega(t) \quad \omega \in \Omega$$

$$y = \gamma(t) \quad \gamma \in \Gamma$$

$$t \in [t_0,\ t_f) \subset T$$

Variabilele x sînt variabile de stare :

$$x \in \mathcal{X} \subset R^r.$$

Adaptabilitatea reprezintă proprietatea sistemului SEE + proces de așchiere dat, care, fiind netrivial, observabil și controlabil, poate fi adus să satisfacă unele condiții suplimentare (exemplu : încărcare maxim admisibilă).

Fie, deci, sistemul S netrivial, observabil și controlabil descris de graful funcțional (fig. 2).

Fie un set c de variabile interne al sistemului

$$c = (c_1, c_2, \ldots, c_v) \in C \subset R^v$$

c sînt funcții de timp :

$$c = \delta(t),\ t \in [t_0, t_f) \subset T$$

cu $\delta \in \Delta$, Setul c poate fi compus din M_t, M_i, F_t sau F_z (în cazul unei adaptări clasice) sau dintr-o serie de variabile ce reflectă perfor-

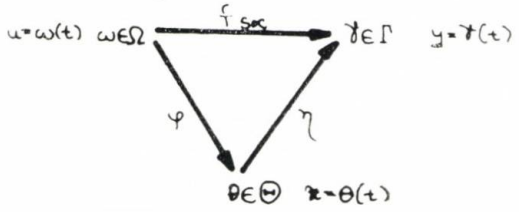


Fig. 2

manțe ale procesului de așchiere (productivitate a așchierii **prod**, durabilitate a sculei D, preț de cost al așchierii P_c etc.

$$c = [M_t(t),\ M_i(t),\ F_z(t),\ F_t(t),\ P_c\ \text{rod}(t),$$
$$D(t),\ P_c(t),\ \ldots]$$

Variabila c fiind evidențiată și presupusă existentă, ea se poate considera ca o ieșire a sistemului și prin urmare se poate scrie :

$$y' = (y_1, y_2, \ldots, y_n, c_1, c_2, \ldots, c_v) \in Y' =$$
$$= Y \cup C \subset R^{n+v}$$

cu

$$y' = \{y' : y \in Y \text{ și } c \in C\}$$

Fie o grupă :

$$c_j = (c_{1j}, c_{2j}, \ldots, c_{vj}) \in C,\ t \in (t_0, t_f) \subset T$$

care determină :

$$y'_j \in y'$$

Se zice că sistemul dinamic mașină-unealtă este adaptabil dacă se poate evidenția o mărime de stare x'_j astfel ca y'_j să fie complet determinat prin setul de relații :

$$\begin{cases} u'_j \longrightarrow x'_j \\ x'_j \longrightarrow y'_j \end{cases} \qquad (1)$$

Acest set de relații presupune modificarea funcțiilor de intrare și păstrarea funcției de tranziție a stărilor ; structura sistemului va fi deci neschimbată ; deci :

$$u'_i = \omega'_j(t) \quad \omega'_j \in \Omega'$$
$$x'_j = \theta'_j(t) \quad \theta'_j \in H'$$
$$y'_j = \gamma'_j(t) \quad \gamma'_j \in \Gamma'$$

conform diagramei din figura 3.

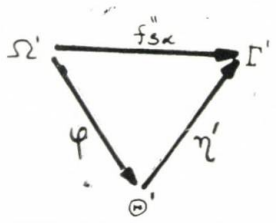


Fig. 3

Vom considera adaptarea cu restricție la ieșire (în sensul păstrării funcționalității inițiale pe ieșire), adică :

$$c_j = \delta_j(t)$$

și :

$$\gamma'_j = \gamma' \cap \delta_j$$

Sistemul S este adaptabil, deoarece am evidențiat în interiorul său variabila c, la care, pe mulțimea ordonată a timpului $t \in (t_0, t_f) \subset T$ (t_0, t_f sînt dați de durata etapei tehnologice parțiale) este posibilă variația impusă $c_j = \delta_j(t)$.

Funcția de adaptare (criteriul de adaptare) va fi de tipul $\delta_j(t) = K$ (de exemplu $M_j(t) = M_{\max}$ admisibil, vizînd încărcarea maximă a mașinii-unelte), sau : $\delta_j(t)$ $\begin{cases} \max \text{(suf.)} \\ \min \text{ (inf.)} \end{cases}$ (de exemplu $P_c(t) = \min$, sistemul de adaptare realizînd în acest caz o funcție de optimizare).

Decuplarea sistemului adaptabil mașină-unealtă, în sistem elastic echivalent, care conține în esență lanțurile cinematice com-

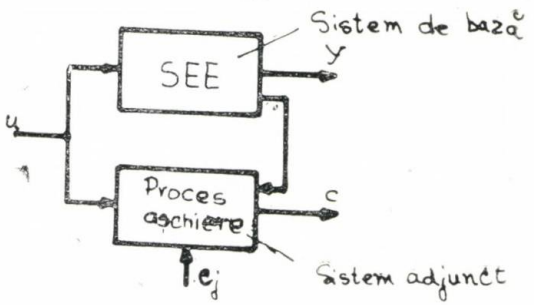


Fig. 4

plete, și procesul de tăiere conduce la următoarea configurație (fig. 4), în care :

— sistemul de bază este reprezentat de sistemul elastic echivalent al mașinii-unelte (liniare) ;

— sistemul adjunct (total controlabil) este reprezentat de procesul de lucru (neliniar). Asupra acestuia din urmă acționează adaptarea, prin criteriul c_j impus.

În varianta de adaptare de intrare (comandă) ce va fi implementată, prin echiparea cu

un sistem de adaptare, sistemul mașină-unealtă devine adaptiv, în configurația prezentată în figura 5, unde :

UCAD + INTAC — TR = unitatea centrală de adaptare + interfața sistem de adaptare — traductoare mașină ;
CN + INTAC — MU = structură de comandă numerică + interfața sistem de adaptare-mașină ;
R = vector de restricții.

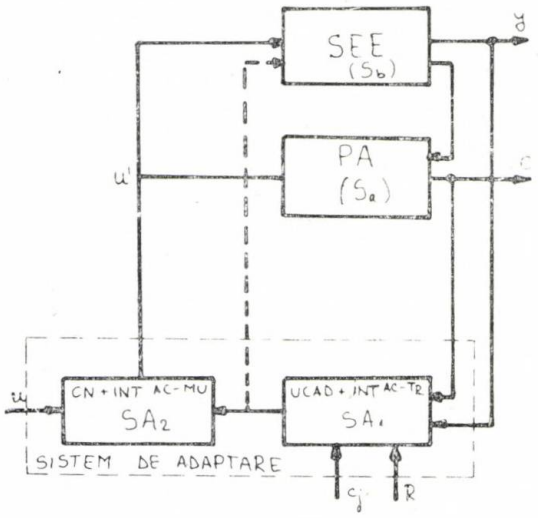


Fig 5

Sistemul de adaptare se descompune în două subsisteme :

$$SA_1 = \{ T, \mathcal{X}^{A_1}, C, \Delta, Z, \psi, \varphi^{A_1}, \eta^{A_1} \}$$

$$SA_2 = \{ T, \mathcal{X}^{A_2}, Z, \psi, U, \Omega, U', \Omega', \varphi^{A_2}, \eta^{A_2}, \}$$

$$\psi = \{ \psi : T \to Z \}$$

$$x^{A_2}(t) = \varphi^{A_2}(t; t_0, x^{A_2}, \psi)$$

$$u'(t) = \eta^{A_2}(t, x^{A_2}(t))$$

$$C \ni c = \delta(t) = c_j$$

Decompozabilitatea sistemului de adaptare reflectă, de la variantă la variantă, strategia de adaptare aleasă (prin SA_1) cît și mijloacele de implementare a ei (SA_2).

Realizabilitatea fizică a sistemelor adaptive ale regimurilor de așchiere

Există două clase de sisteme de conducere adaptivă a mașinilor-unelte :

— sisteme de reglare adaptivă cu valori limită *(ACC)* care, prin modificarea vitezei de avans, a turației sau a adîncimii de așchiere — mențin constante, la valori maxim admisibile, una sau mai multe mărimi din setul M_t, M_i, F_t, F_z, P, cu testarea nedepășirii restricțiilor ce definesc domeniul de operare admisibil. Aceasta conduce la un criteriu, aprioric cunoscut, de tipul încărcare maximă admisibilă a mașinii-unelte ;

— sisteme de reglare optimală *(ACO)*, care urmăresc extremizarea unui indice global de performanță (funcție neliniară) de tipul : productivitate maximă a așchierii, preț de cost minim al așchierii, durabilitate maximă a sculei, în prezența unor restricții tehnologice și de construcție a mașinii, de tip inegalitate, neliniare.

Indiferent de strategia de adaptare concepută (de tip *ACC* sau *ACO*), implementarea ei, în cazul adaptării de comandă, caracteristică pentru ansamblul sistem elastic echivalent — proces de așchiere, trebuie să respecte condițiile de realizabilitate fizică a sistemelor adaptive. Se consideră că, în acest scop, următoarele variante efective de adaptare a sistemului analizat dau cele mai bune rezultate :

— adaptare pe porțiuni ;
— adaptarea întîrziată ;
— adaptarea cu predicție.

Adaptarea pe porțiuni. Structura sistemului adaptiv de conducere a procesului de așchiere devine cea din figura 6, unde :

DA = dispozitivul de adaptare ;
CN = secțiunea de comandă numerică ;
E = eșantionator.

Prin comanda numerică se prescrie valoarea vitezei de avans w care este mărimea de intrare a sistemului. Rezultă că pe durata unei etape tehnologice parțiale, *u* variază cu timpul după o funcție dată, ω cunoscută (ω are un caracter determinist și corespunde la modificări deductibile, determinate fie de

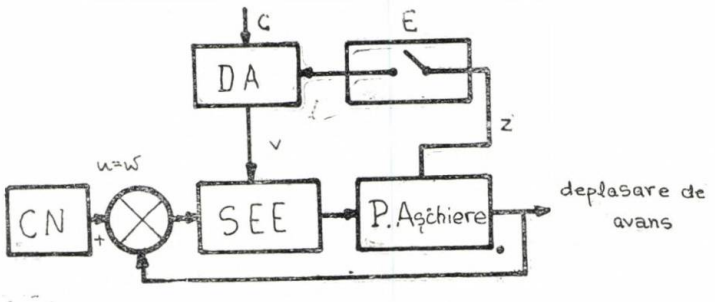


Fig 6

echipamentul de interpolare al blocului *CN*, fie de blocul de generare a parabolei fixe, în faza de poziționare) (fig. 7) :

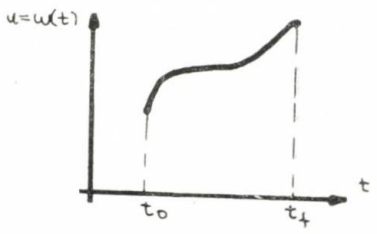


Fig. 7

Variabila de adaptare, z (de tipul : M_t $F_{aşch.}$, $P_{aşch.}$), va avea o variație temporală determinată de structura *SEE* și a $P_{asch.}$ (fig. 8) Procedura de adaptare este următoarea : se așteaptă un interval T, convenabil ales (cu-

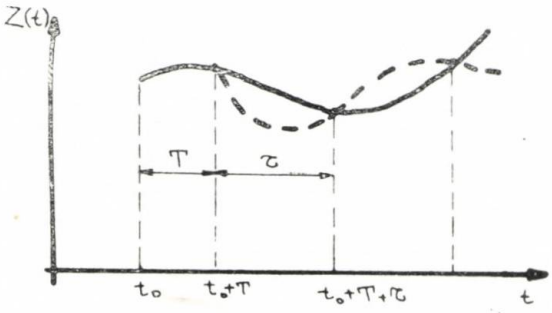


Fig. 8

noscîndu-se structura sistemului adaptabil), după care se măsoară parametrii variabilei de adaptare, z. Aceasta corespunde la o prelucrare eșantionată (prin E) a lui z. Se fac calcule în *DA*, pe baza criteriului C impus. Se aplică criteriul de adaptare pe intervalul $[t_0, t_0 + T]$, rezultînd o variabilă de comandă de valoare v_1.

$$C_j\Big|_{[t_0,\, t_0+T]} \rightarrow v_1$$

Pe intervalul următor sistemul fiind adaptat, va avea o altă variație pînă la momentul $t_0 + T + \tau$. Se calculează acum cu :

$$C_j\Big|_{[t_0,\, t_0+\tau]} \rightarrow v_2 \text{ ș.a.m.d.}$$

În acest fel adaptarea se face pe intervalul de observare k, pe baza observațiilor din intervalul k—1.

Se consideră că adaptarea, în această variantă, este completă, deoarece proprietățile statistice ale lui u sînt staționare, de perioadă T (perioada T este determinată de *SEE* și prin programare *CN*), rămînînd de anihilat doar perturbațiile.

Rezultă o traiectorie reală A^*, obținută din segmente corespunzătoare ruperii traiectoriei neadaptate A de către comenzile v_i, care se apropie de o traiectorie optimală, A_0, fiind deci o traiectorie suboptimală adaptată (fig. 9).

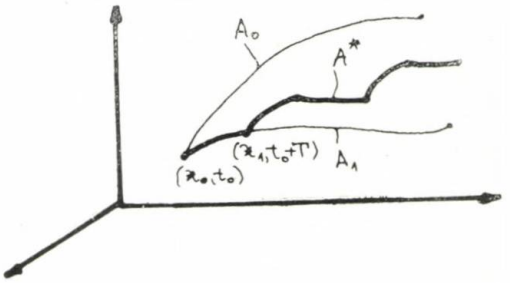


Fig. 9

Caracterul monoton al lui u se păstrează, datorită restricțiilor tehnologice și a structurii *SEE*, pe cel puțin două intervale de adaptare adiacente.

Pentru strategii care impun modificarea vitezei de avans w, și a uneia din mărimile : adîncimea de tăiere (t) sau turația axului principal (n), alegerea intervalelor se face în funcție de caracteristicile structurale ale subsistemelor *SEE* în cauză.

Adaptarea întîrziată. Schema bloc a reglării în acest caz este cea din figura 10.

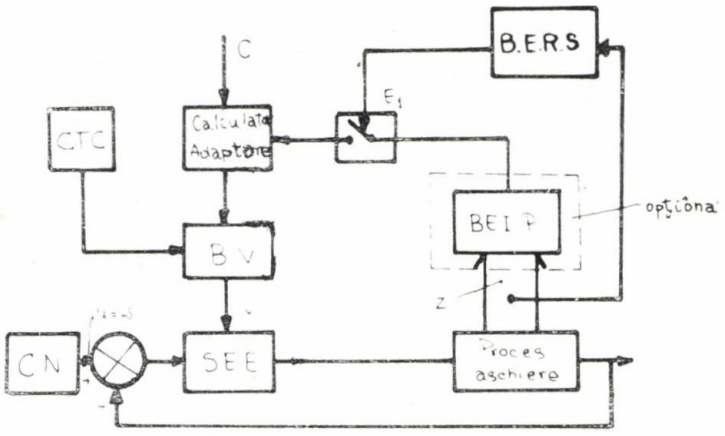


Fig. 10

Configurația este utilizată cu precădere pentru adaptări de tip *ACO*. În această variantă de adaptare, sistemul *SEE* — proces de așchiere este influențat după variația mărimii de la intrare, u. Pentru cazul cînd u este viteza de avans, sau turația arborelui principal, în regimurile de așchiere convenționale caracterul de variație este periodic (la timpii t_k dați de

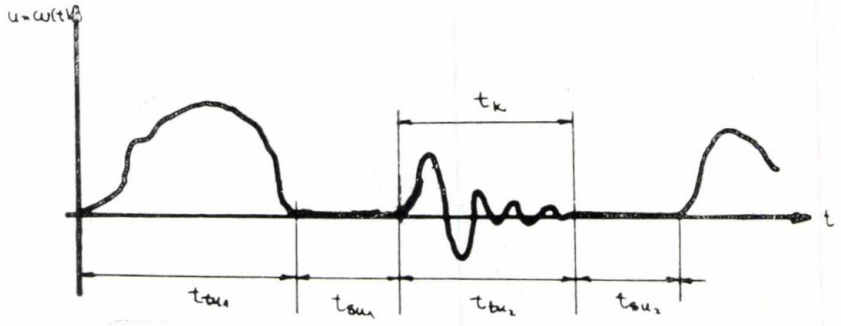


Fig. 11

SEE în principal (variatoarele de turație), intrarea se stabilizează, după care w sau n capătă o altă variație, conform diagramei din figura 11, cu :

$$< u > = \frac{1}{t_k} \int_0^{t_k} u(t)\, dt = \text{finit} \neq 0,$$

unde :

t_{tu_i} = perioada de timp i de regim tranzitoriu a lui u ;

t_{su_i} = perioada de timp i de regim staționar a lui u.

Structura *SEE* fiind exprimată într-o funcție de transfer $H(s)$ cu gradul numitorului mai mare decît al numărătorului, rezultă că variabilele măsurate din proces vor varia asemănător cu u, mai ales că subsistemul neliniar $P_{așch}$ se manifestă doar ca o neliniaritate ce mărește constanta de timp a regimului tranzitoriu a *SEE*.

În schema bloc a adaptării întîrziate din figura 10, apar următoarele blocuri :

— *Calc. Ad.* = calculatorul de adaptare ce realizează strategia de optimizare, conform criteriului C ;

— *B.E.I.P.* = bloc de evaluare a indicelui de performanță ; cum acest indice nu este măsurabil direct, el va fi apreciat prin măsurarea unui set de mărimi z din proces și apoi calculatorul de adaptare, printr-o rutină specială, fie prin tehnici hardware, cu circuite liniare de logaritmare și antilogaritmare. Rezultatul este valoarea instantanee a indicelui de performanță (de tip preț de cost, productivitate) sau valoarea instantanee a unor variabile de adaptare de tip mecanic (pentru o adapare *ACC*, de ex : M_t, M_i , $F_{așch}$, $P_{așch}$).

— E_1 = eșantionator ;

— *B.E.R.S.* = bloc de evaluare a regimului staționar (bazat fie pe derivarea și filtrarea mărimii de adaptare măsurate, fie pe contor de timp în cazul aprecierii cu suficientă exactitate a structurii *SEE* și deci a constantelor de timp ale acestui bloc) ;

— *C.T.C.* = contor al timpului de calcul în calculator necesar pentru producerea efectivă a comenzilor către *SEE* (v) ;

— *B.V.* = bloc de validare a noii comenzi.

Adaptarea se face astfel :

— se detectează momentul stabilizării variabilei z (încheierea intervalului de timp t_{tu_1} sau t_{tz_1}) ;

— pe baza cunoașterii valorilor lui z (sau a criteriului de performanță) măsurate de *B.E.I.P*, pe durata T_1, se activează rutina de adaptare a calculatorului, care, apelînd la criteriul C, furnizează după un timp de calcul t_c, valoarea mărimii de comandă suplimentară, v ;

— în acel moment, blocul de validare, comandat de *CTC*, permite trecerea efectivă a comenzii v către sistem :

$$z(t)\Big|_{t=[0_+\, T_1]}^{C_j} \rightarrow v_1$$

— în continuarea intervalului t_{su_i} această comandă rupe traiectoria neadaptată ; sistemul $SEE + P_{așch}$, avînd asigurată adaptarea după v_1, are loc regimul tranzitoriu (t_{tu_2} (t_{tz_2}) și se repetă procedura descrisă.

Pentru realizabilitatea acestui tip de sistem adaptiv trebuie îndeplinite condițiile :

1. $T_E \ll t_{tuj}$ (perioada de eșantionare $T_E \ll$ $T_E \ll t_{tzj}$ $\ll$ durata regimului tranzitoriu la u, z) ;
2. $t_c \ll t_{suj}$ (timpul de calcul pentru reali- $t_c \ll t_{szj}$ zarea strategiei $\ll$ durata regimului staționar la u, z).

Această variantă de construcție a sistemelor adaptive își găsește aplicabilitatea atît la sistemele *ACC*, cît și la cele de optimizare, *ACO*.

La acestea din urmă modificările la setul (w, t) sau (w, n) sau foarte rar în setul (w, n, t), necesită algoritmi de calcul mai mult sau mai puțin complecși, ce trebuie realizați în intervalul de calcul t_c S-a demonstrat că o adaptare cu întîrziere de genul celei descrise, dă rezultate foarte bune, în condițiile în care se renunță la calcularea unui indice de performanță instantaneu, și se preiau doar o serie de variabile de adaptare (mărimi mecanice ce reflectă intensitatea așchierii : M_t, M_i, F_{asch}, P_{asch}). Constanta dominantă a *SEE*, după cum și achiziția de date împreună cu t_E conduce la timpi neglijabili. Totodată, adaptarea poate fi totală, deoarece mărimea $u(t)$ are un caracter cvasiperiodic.

În general alegerea unei strategii fundamentale pe elemente ale programării neliniare duce, așa cum se va vedea, în cazul adaptării întîrzite la o consecvență rapidă a traiectoriei către o traiectorie suboptimală adaptată.

Un ultim aspect este acela al timpului încadrării traiectoriei inițial neadaptate în tubul ce definește abaterea traiectoriei suboptimale adaptate față de traiectoria optimală. Reducerea acestui timp cu pînă la 25% (accelerarea convergenței strategiei) a fost realizată prin adoptarea unor comenzi variabile ca intensitate, (strategii dependente) ce se dau în funcție de depășirea sau nedepășirea restricțiilor tehnologice, constructive sau artificial introduse în planul de variație al cuplului de comenzi (w, n).

Adaptarea cu predicție. Vom analiza, ca procedură posibilă de adaptare, varianta cu predicție, care ridică însă problema elaborării unui model rapid al ansamblului *SEE* — proces de așchiere.

Dacă soluționarea problemei de modelare este efectivă pentru subsistemul *SEE*, nu același lucru se întîmplă în cazul modelării procesului de așchiere neliniar, la care pe de o parte nu a fost obținută pînă acum o formalizare matematică foarte precisă, iar pe de altă parte, în modelele elaborate pînă în prezent, apare inconvenientul dependenței accentuate a mărimilor mecanice reprezentative de adaosul de prelucrare, prin esență aleatoriu.

Totuși unele firme constructoare de echipamente de conducere complexă a mașinilor-unelte au elaborat modele și le-au utilizat în configurații care permit limitarea variației factorului de amplificare al ansamblului *SEE*+ proces de așchiere. Realizările s-au oprit însă la regimuri de frezare profilată și plană, după etapa de eboșare, cînd adaosul de material coincide cu adîncimea de tăiere, aprioric cunoscută pentru o prelucrare dată, sau la regimuri de strunjire plană, de eboșare. Pentru acest ultim regim se iau în considerație sistemele *ACC*, cu menținerea invariantă a forței de așchiere (F), cuplului de arbore (M) sau a puterii de tăiere (P_{asch}), utilizînd viteza de avans (w) ca mărime de comandă.

Forța de tăiere staționară la strunjire este proporțională cu adîncimea de tăiere (t) și aproximativ proporțională cu avansul (S), unde factorul de proporționalitate (forța de tăiere specifică, K_s) depinde în principal de materialul piesei. De asemenea, $S = w/n$. Rezultă că amplificarea pentru procesul de lucru reglat este :

$$\left.\frac{F}{W}\right|_{\substack{\text{regim}\\ \text{staționar}}} = K_s \cdot \frac{t}{n}$$

Dacă mărimea reglată este cuplul de așchiere (la arbore), M, atunci amplificarea este dată de :

$$\frac{M}{W} = \frac{K_s \cdot t \cdot 2r}{n} \cdot w, \text{ unde } r = \text{raza de strunjire.}$$

Dacă P_{asch} este mărimea reglată, amplificarea este :

$$\frac{P_{asch}}{w} = K_s \cdot t \cdot 2r \text{ (independentă de } n\text{).}$$

În mod normal se utilizează un regulator de tip *PI* pentru un sistem de reglare automată pentru un proces reglat care are în regim staționar o comportare proporțională, și, dinamic, se comportă ca un filtru trece jos (*FTJ*), deoarece cu un astfel de regulator putem opține o bună comandă în sensul : frecvență naturală mare în circuit deschis. Aceste considerații sînt valabile doar cînd comanda este suficient de stabilă. Se obțin performanțe bune ajustînd parametrii regulatorului, în cazul cînd amplificarea procesului rămîne neschimbată. Dacă însă procesul reglat are amplificarea variabilă, atunci calitatea reglării (comanda) se va înrăutăți cu fiecare schimbare a amplificării, deoarece parametrii regulatorului sînt constanți. Dacă amplificarea procesului reglat devine prea mare, stabilitatea, și în consecință siguranța uzinării va fi în pericol.

Este necesar să se utilizeze sisteme de *CA* pentru reglarea proceselor ai căror parametri pot varia considerabil. Structura unui astfel de sistem se caracterizează prin identificarea procesului, prin decizie, și prin modificare, adică prin intervenții potrivite în bucla de reglare.

Sistemele *ACC* cu scheme de reglare a F, M, P au un proces reglat a cărui amplificare nu este cunoscută la început, deoarece factorii care o stabilesc sînt fixați de abia în timpul așchierii. Amplificarea poate varia în

limite foarte largi. În timpul aşchierii, amplificarea procesului reglat poate varia foarte rapid (de exemplu la modificarea adîncimii de tăiere).

Pentru a asigura calitatea reglării, adică comenzi bune pentru aceste condiţii dificile, se impune utilizarea unui sistem *ACC*, căruia

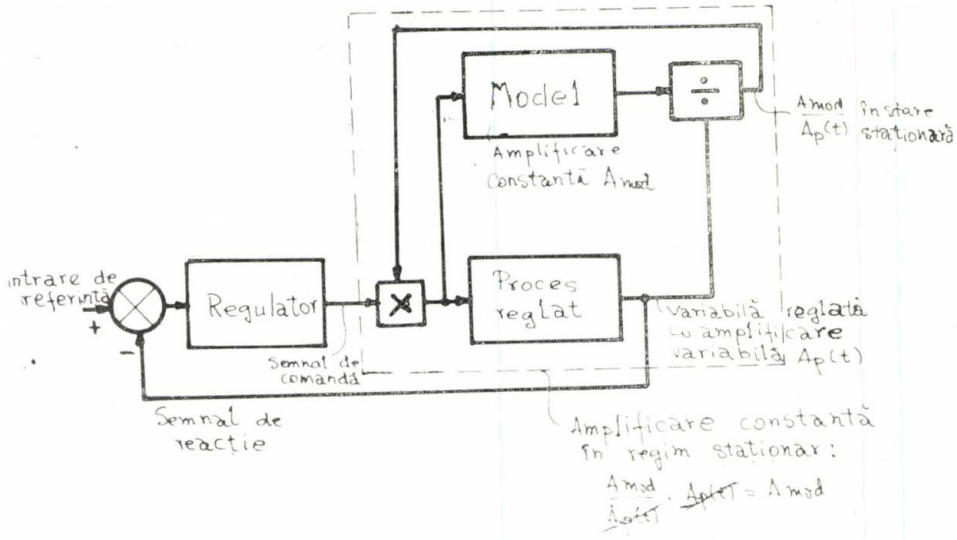


Fig. 12

i se impune să reacţioneze foarte repede şi sigur la modificări mari şi rapide ale amplificării procesului reglat (cu predicţie).

Schema bloc a sistemului de *CA* (fig. 12) :

Se instalează paralel cu procesul reglat (cu aceeaşi intrare) un model dinamic cu amplificare constantă (fixată), şi ieşirea modelului se împarte la ieşirea procesului. Mărimea rezultantă, care în regim staţionar este egală cu raportul dintre amplificarea modelului şi amplificarea necunoscută şi variabilă a procesului reglat este înlocuită astfel cu cea fixată, a modelului, rezultînd un sistem cu o amplificare constantă, în care modificările în amplificarea procesului reglat sînt compensate. Dacă modelarea comportării dinamice a procesului reglat este bună, sistemul cu amplificare constantă va avea aceeaşi comportare dinamică.

Concluzii :

Prin controlabilitatea totală a subsistemului — proces de aşchiere, se poate realiza funcţia de adaptare în două variante :

— încărcare maximă a maşinii-unelte prin menţinerea constantă, maximă, a unei mărimi (variabile de adaptare) de tipul : M_t, M_i, F_z, F_t P **(sistem de adaptare de tip** *ACC)* **;**

— extremizarea unei funcţii de cost neliniare, în vederea satisfacerii unui criteriu de optimizare global : preţ de cost al aşchierii, productivitate, durabilitate (sistem *ACO).*

În ambele variante, strategiile de adaptare urmăresc :

— încadrarea punctului de funcţionare a maşinii în domeniul de lucru admisibil, descris în planul variabilelor de comandă (w, n), **sau** (w, t) **de setul restricţiilor neliniare ;**

— deplasarea punctului de funcţionare pe o traiectorie independentă sau dependentă către „zona" de optim, şi menţinerea sa cu o cît mai bună precizie în această zonă.

Pentru implementarea fizică a unui sistem de adaptare de tip *ACC* **sau** *ACO* **se vor folosi variantele de adaptare : pe porţiuni şi întîrziată, căci structura ansamblului** *SEE* **+ proces de aşchiere a fost identificată, iar intrarea de comandă are un caracter determinist (proprietăţi staţionare periodice ceea ce crează premizele unei adaptări totale, iar perturbaţiile pot fi anihilate.**

Traiectoria punctului de funcţionare, reprezentată în spaţiul stărilor, este de tipul suboptimală adaptată. Criteriul principal al alegerii unei strategii şi al implementării ei — cu ajutorul unui echipament de calcul — va fi minimizarea dispersiei (erorii) de adaptare, definită ca norma distanţei instantanee dintre traiectoria optimală, teoretică şi cea suboptimală adaptată care tinde să se apropie cît mai bine de ea.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Grover, P. M.:* Adaptive Control Machining, ASTME, 1972.

[2] *Penescu, C.:* Sisteme. Concepte. Caracterizări. Sisteme liniare. Ed. tehnică, Bucureşti, 1975.

[3] *Takeyama, H.:* Optimal Control Methods for Machine — Tools, Annals of the CIRP, nr. 2, 1970.

[4] *Florea, S., Borangiu, Th.:* Structură numerică LSI pentru reglarea după parabolă a vitezei de avans la poziţionarea săniilor maşinilor-unelte, A II-a Conferinţă Naţională de Maşini Unelte, Bucureşti, 1976.

CZ : 621.835 : 681.31 : 621.941.23

Stabilirea ecuațiilor parametrice pentru camele disc și desenarea lor automată

Prof. dr. ing. Ionel **GAVRILAȘ** — I. P. București
Ing. Radu **MARINESCU** — I.C.P.T.C.M. București
Ing. Nicolae **MARINESCU** — I.M.F. București

Introducere

Utilizarea tot mai largă a strungurilor automate la prelucrarea unui număr tot mai mare de piese de diferite forme și tipodimensiuni, impune un volum mare de muncă în proiectarea tehnologiilor și seturilor de came disc necesare fiecărui reper.

Tehnologia de proiectare a camelor disc pentru strungurile automate și semiautomate, are în esență aceeași succesiune de desfășurare, cu anumite diferențe de la caz la caz, în funcție de carcateristicile strungului folosit.

Micșorarea timpului de proiectare a seturilor de came disc pentru diferite tipuri de strunguri, cît și îmbunătățirea preciziei de trasare și prelucrare a lor se pot realiza cu ajutorul calculatoarelor electronice. Acestea sînt utilizate pentru partea de calculul analitic, trasarea, cotarea și chiar tăierea seturilor de came disc pe mașini cu comandă numerică.

Transpunerea pe calculatorul numeric a procesului de proiectare a unei tehnologii pentru strungurile automate, impune încadrarea procesului tehnologic într-un algoritm tehnologic general, care să permită rezolvarea particularităților specifice fiecărui tip de strung la prelucrarea diferitelor repere.

Stabilirea ecuațiilor parametrice ale profilului camei

Stabilirea algoritmului necesar trasării camelor disc, pornește de la descrierea geometrică a profilului camei, luînd în considerare :

— raza maximă a camei — R_M ;
— raza cercului de lucru — R_0 ;
— brațul pîrghiei de urmărire — R_B ;
— razele caracteristice ale camei — $R_c(K)$;
— unghiurile caracteristice θ_K (fig. 1).

Construcția geometrică a profilului camei, se realizează astfel : din centrul camei 0, se trasează cercul de rază maximă R_M al camei și cercul de rază R_0. Din centrul cercului, se duce apoi o semidreaptă la unghiul θ_K — caracteristic unui început sau sfîrșit de fază tehnologică (K) — care intersectează cercul de lucru în punctul 0_1 (x_1, y_1). Cu centrul în punctul 0_1 și raza egală cu cea a pîrghiei de urmărire (R_B) se duce arcul de cerc ww', determinîndu-se punctul 0_2 (x_2, y_2). Din punctul 0_2, cu aceeași rază R_B, se duce prin punctul 0_1 arcul de cerc zz', care se intersectează cu arcul uu' dus din centrul 0, cu raza egală cu raza camei în punctul caracteristic de început sau sfîrșit de fază tehnologică. Se determină astfel, punctul 0_3 (x_3, y_3), care este punctul caracteristic al fazei.

Pentru trasarea camei cu ajutorul calculatorului este necesară determinarea coordonatelor x_3 și y_3 ale punctelor de schimbare de profil, în funcție de caracteristicile strungului R_O, R_B, R_M și ale fazei respective — $R_C(K)$, θ_K, pentru a se putea stabili apoi valoarea unghiului θ'_K format de axa pozitivă $0y$ și raza directoare $R_C(K)$. Acest unghi este necesar pentru exprimarea coordonatelor punctului 0_3 în coordonate polare.

Aceasta, impune transpunerea construcției grafice în calculul analitic, care să urmărească aceleași etape. Astfel, punctul 0_1 (x_1, y_1) se determină prin intersecția cercului de lucru de ecuație :

$$x^2 + y^2 - R_0^2 = 0 \qquad (1)$$

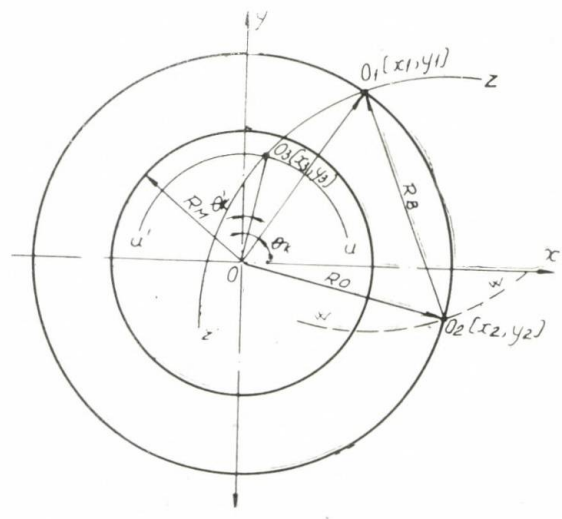


Fig. 1 Elementele geometrice ale profilului camei-disc. R_M — raza maximă a camei ; R_O — raza cercului de lucru ; R_B — brațul pîrghiei de urmărire ; $R_C(K)$ — raza caracteristică a camei ; θ_K — unghiul caracteristic fazei tehnologice.

cu dreapta de ecuație :

$$x \cdot \sin \theta_K - y \cos \theta_K = 0 \qquad (2)$$

Din această intersecție, rezultă valorile coordonatelor punctului θ_1:

$$x_1 = R_O \cos \theta_K ; \quad y_1 = R_O \sin \theta_K \qquad (3)$$

Punctul 0_2 este determinat de intersecția dintre cercul cu centrul în 0_1 și rază R_B de ecuație :

$$(x - x_1)^2 + (y - y_1)^2 - R_B^2 = 0 \qquad (4)$$

și cercul de lucru (1).

În aceste ecuații, rezultă pentru coordonatele punctului 0_2, expresiile :

$$x_2 = \frac{(2R_0^2 - R_B^2)\sin\theta_K}{2R_0} \pm \frac{1}{2R_0 \cos\theta_K} \cdot \sqrt{4R_0^2 \cos 2\theta_K + 4R_0^2 R_B^2 \sin^4\theta_K - R_B^4 \sin^4\theta_K} \qquad (5)$$

$$y_2 = \frac{(2R_0^2 - R_B^2)\cos\theta_K}{2R_0} \mp \frac{\sin\theta_K}{2R_0 \cos^2\theta_K} \cdot \sqrt{4R_0^4 \cos 2\theta_K + 4R_0^2 R_B^2 \sin^4\theta_K - R_B^4 \sin^4\theta_K} \qquad (6)$$

Semnele „+" sau „—", vor fi determinate de cadranul în care se găsește punctul 0_2.

Similar se procedează și pentru coordonatele punctului 0_3, x_3 și y_3 care vor avea expresiile :

$$x_3 = \frac{1}{2(x_2^2 + y_2^2)} \left| B \pm \pm \sqrt{B^2 x_2^2 - (x_2^2 + y_2^2)(B^2 - 4y^2 R_C^2(K))} \right| \qquad (7)$$

$$y_3 = \frac{1}{2(x_2^2 + y_2^2)} \left| B y_2 \mp \frac{x_2}{y_2} \cdot \sqrt{B^2 x_2^2 - (x_2^2 + y_2^2)(B^2 - 4y_2^2 R_C^2(K))} \right| \qquad (9)$$

unde : $B = R_C^2(K) + x_2^2 + y_2^2 - R_B^2$ (9)

În figura 2 se poate observa că unghiul de schimbare de semn pentru coordonatele punctelor 0_1 și 0_2 (γ_1) are ca valoare de bază unghiul $0'_1 00'_2$, a cărui expresie este :

$$\gamma_1 = \arccos \frac{2R_0^2 - R_B^2}{2R_0^2} \qquad (10)$$

Schimbarea de semn pentru coordonatele punctului 0_3 se stabilește în funcție de unghiul limită γ_2 :

$$\gamma_2 = \arccos \frac{R_C^2 + R_O^2 - R_B^2}{2R_O R_C} - \arccos \frac{2R_O^2 - R_B^2}{2R_O^2} \qquad (11)$$

La stabilirea semnului s-a considerat ca punct de plecare semiaxa pozitivă O_y.

În funcție de valorile pe care le poate lua unghiul de început sau sfîrșit de fază tehnologică θ_K și de valorile unghiurilor γ_1 și γ_2 s-a alcătuit tabloul matricial 1, în care sînt sintetizate semnele coordonatelor punctelor 0_1, 0_2 și 0_3.

Pentru trasarea profilului camei disc, este necesar ca, simultan cu determinarea coordo-

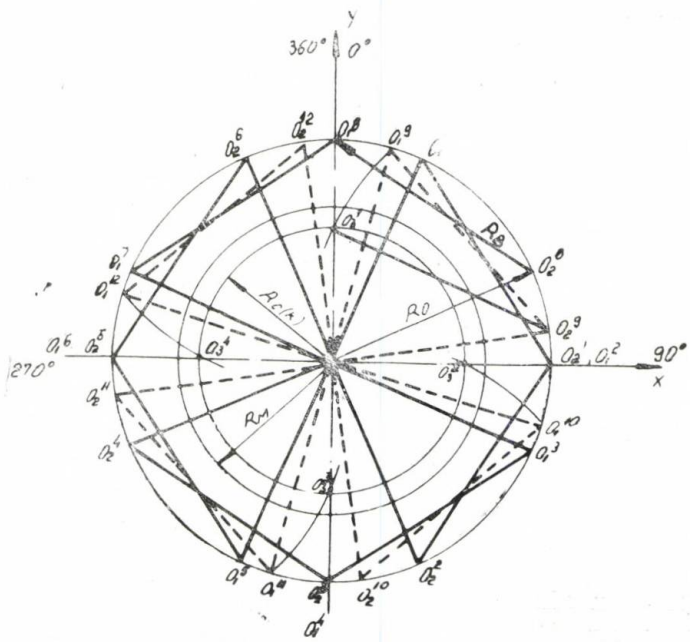


Fig. 2 Schema de stabilire a semnelor coordonatelor punctelor 0_1, 0_2, 0_3.

Semnele coordonatelor punctelor 0_1, 0_2 şi 0_3, în raport cu unghiul caracteristic fazei tehnologice — θ_K

Tabelul 1

θ_K	x_1 ; y_1	x_2 ; y_2	x_3 ; y_3
$\theta_k \in [0, \gamma_2]$	$x_1 \geqslant 0$; $y_1 > 0$	$x_2 > 0$; $y_2 > 0$	$x_3 \leqslant 0$; $y_3 > 0$
$\theta_k \in (\gamma_2, 90° - \gamma_1]$	$x_1 > 0$; $y_1 > 0$	$x_2 > 0$; $y_2 \geqslant 0$	$x_3 > 0$; $y_3 > 0$
$\theta_k \in (90° - \gamma_1, 90°]$	$x_1 > 0$; $y_1 \geqslant 0$	$x_2 > 0$; $y_2 < 0$	$x_3 > 0$; $y_3 > 0$
$\theta_k \in (90°, 90° + \gamma_2)$	$x_1 > 0$; $y_1 < 0$	$x_2 > 0$; $y_2 < 0$	$x_3 > 0$; $y_3 \geqslant 0$
$\theta_k \in (90° + \gamma_2, 180° - \gamma_1]$	$x_1 > 0$; $y_1 < 0$	$x_2 \geqslant 0$; $y_2 < 0$	$x_3 > 0$; $y_3 < 0$
$\theta_k \in (180° - \gamma_1, 180°]$	$x_1 \geqslant 0$; $y_1 < 0$	$x_2 < 0$; $y_2 < 0$	$x_3 > 0$; $y_3 < 0$
$\theta_k \in (180°, 180° + \gamma_2]$	$x_1 < 0$; $y_1 < 0$	$x_2 < 0$; $y_2 < 0$	$x_3 \geqslant 0$; $y_3 < 0$
$\theta_k \in (180° + \gamma_2, 270° - \gamma_1]$	$x_1 < 0$; $y_1 < 0$	$x_2 < 0$; $y_2 \leqslant 0$	$x_3 < 0$; $y_3 < 0$
$\theta_k \in (270° - \gamma_1, 270°]$	$x_1 < 0$; $y_1 \leqslant 0$	$x_2 < 0$; $y_2 > 0$	$x_3 < 0$; $y_3 < 0$
$\theta_k \in (270°, 270 + \gamma_2]$	$x_1 < 0$; $y_1 > 0$	$x_2 < 0$; $y_2 > 0$	$x_3 < 0$; $y_3 \leqslant 0$
$\theta_k \in (270° + \gamma_2, 360° - \gamma_1]$	$x_1 < 0$; $y_1 > 0$	$x_2 \leqslant 0$; $y_2 > 0$	$x_3 < 0$; $y_3 > 0$
$\theta_k \in (360° - \gamma_1, 360°]$	$x_1 \leqslant 0$; $y_1 > 0$	$x_2 > 0$; $y_2 > 0$	$x_3 < 0$; $y_3 > 0$

natelor punctelor 0_3 de început sau sfîrşit de fază tehnologică, să se determine expresia

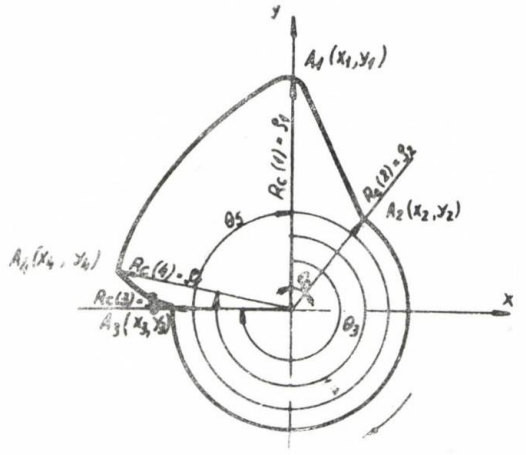


Fig. 3 Curbele caracteristice profilului unei came-disc. A_1A_2 — spirală logaritmică ; A_2A_3 — cerc ; A_3A_4 — spirală hiperbolică ; A_4A_1 — spirală arhimedică.

analitică a curbelor caracteristice fiecărei faze.

Pentru prelucrarea oricărui tip de piesă pe strungurile automate sînt necesare pentru etape distincte, şi anume :

— retragerea rapidă a sculei (retragerea sculei din contactul cu piesa) ;
— staţionarea (scula nu efectuează nici o deplasare) ;
— apropiere rapidă (scula se apropie de piesă) ;
— avans de lucru (scula efectuează prelucrarea).

Corespunzător celor patru faze tipice rezultă următoarele porţiuni de curbe — figura 3:

a) — retragere rapidă a sculei (A_1A_2) — spirală logaritmică ;

b) — staţionare (A_2A_3) — cerc ;

c) — apropierea sculei (A_3A_4) — spirală hiperbolică ;

d) — avans de lucru al sculei (A_4A_1) — spirală arhimedică.

Determinarea expresiei analitice a acestor curbe s-a stabilit în coordonate polare :

a) spirala logaritmică A_1A_2 pe intervalul $\theta_1 = 0°$ pînă la θ_2 are expresia :

$$\rho = \rho_2 l^{\frac{ln\frac{\rho_2}{\rho_1}}{\theta_2 - \theta_1}(\theta - \theta_2)} \qquad (12)$$

b) cercul de staţionare A_2A_3 pentru intervalul θ_2 la θ_3 are expresia :

$$\rho = \rho_2 = \text{const.} \qquad (13)$$

c) spirala hiperbolică caracteristică apropierii rapide a sculei pentru intervalul θ_3 la θ_4 are expresia :

$$\rho = \frac{\rho_4\rho_3(\theta_4 - \theta_3)}{\rho_4\theta_4 - \rho_3\theta_3 + (\rho_3 - \rho_4)\theta} \qquad (14)$$

d) spirala arhimedică caracterizată de punctele A_4 şi A_1 de început respectiv sfîrşit al prelucrării propriu-zise pentru intervalul θ_4 la $\theta_5 = 360°$, are expresia :

$$\rho = \frac{\rho_1 - \rho_4}{\theta_5 - \theta_4}\left(\theta + \frac{\rho_4\theta_5 - \rho_1\theta_4}{\rho_1 - \rho_4}\right) \qquad (15)$$

În relaţiile (12), (14) şi (15), $\rho_1 - \rho_4$ şi $\theta_1 - \theta_5$ sînt coordonatele polare ale punctelor A_1—A_4.

Rezolvarea întregului model matematic de determinare a ecuațiilor parametrice ale curbelor de profil, se face într-un timp foarte scurt (20—30 s).

Corespunzător modelului matematic stabilit, a cărui schemă logică este prezentată în figura 4, s-a realizat calcularea elementelor, trasarea și cotarea camei din figura 5, cu ajutorul unui calculator de tip Siemens.

Proiectarea tehnologiilor pentru strungurile automate și semiautomate cu ajutorul calculatorului se face după ce, în prealabil, au

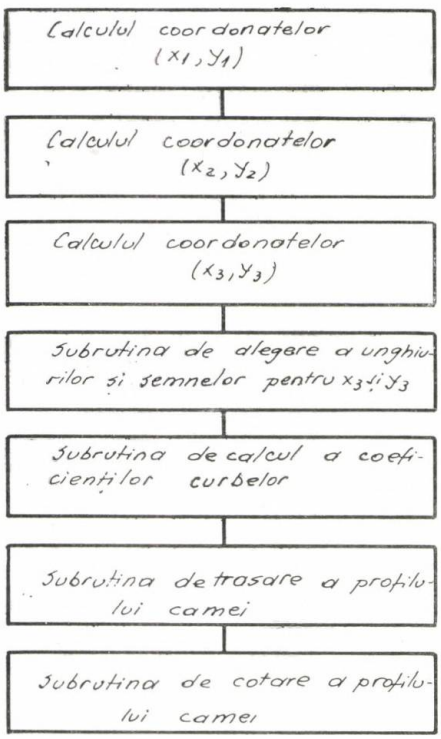


Fig. 4 Modelul matematic de calculare și trasare a elementelor camei-disc.

fost memorate toate caracteristicile diferitelor tipuri de strunguri SARO, C 113, MESKO etc.

Concluzii

Stabilirea modelului matematic de calcul al elementelor camelor disc și rezolvarea lui cu ajutorul calculatoarelor, model aplicat oricărui tip de camă-disc pentru orice fel de strung automat, urmărește atît simplificarea muncii de proiectare, cît și obținerea unei precizii ridicate de calcul și trasare a profilului.

Curbele determinate, redau cel mai corect etapele de prelucrare a piesei, ceea ce duce la obținerea pieselor cu o precizie de prelucrare ridicată.

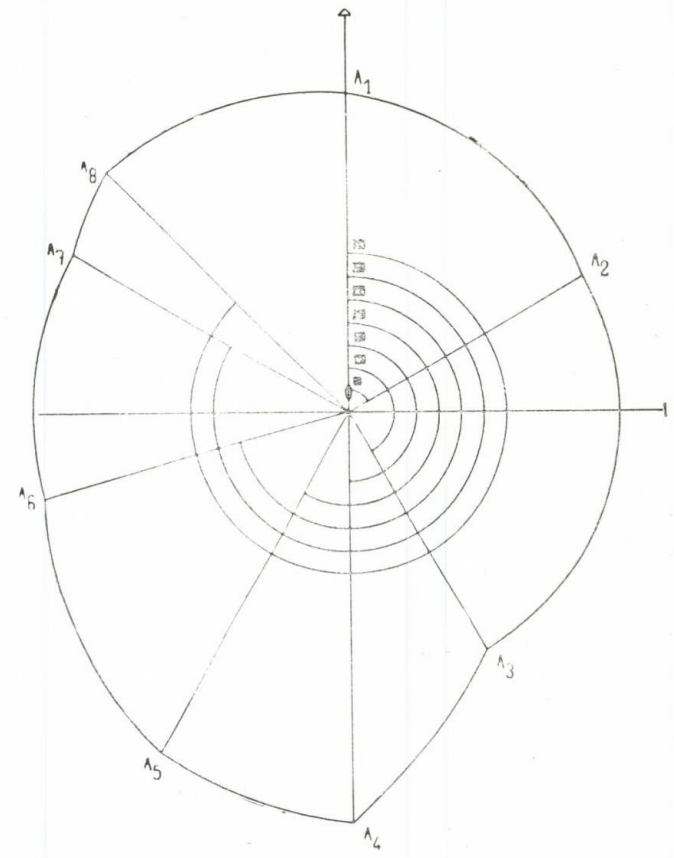


Fig 5 Desen de execuție al unei came-disc realizat pe calculator de tip „Siemens".

BIBLIOGRAFIE

[1] *Tutunaru, D.:* Mecanisme cu came, Ed. Tehnică, București, 1959.

[2] *Golovanov, A. D.:* Rassirenie tehnologhiceschih vozmojnosten tocarnîh avtomatov, Gosudarstvennoe iz datelstvo ovoronîi promîșlennosti, Moscova, 1955.

[3] *Jellig, W.:* Precision Machines Assures cam Accuracy, Iron Age, nr. 173, 1954.

[4] *Vlad, Alex.:* Reglarea strungurilor automate, Ed. Tehnică, București, 1965.

[5] *Gavrilaș, I., Marinescu, N., Marinescu, R.:* Utilizarea calculatoarelor electronice la proiectarea tehnologiilor pe strungurile automate. Sesiunea de comunicări științifice a I.I.S. — Pitești, 1976.

CZ : 621.835 : 621.941.23 : 661.31

Algoritm general pentru calculul și proiectarea camelor disc

Prof. dr. ing. Ionel **GAVRILAȘ** — I. P. București
Ing. Radu **MARINESCU** — I.M.F. — București
Ing. Nicolae **MARINESCU** — I.C.P.T.C.M. — București

Introducere

Utilizarea mereu crescîndă a strungurilor automate și semiautomate, implică proiectarea unor seturi de came, diferențiate în funcție de strungurile folosite (SARO 16—25, MESKO BP—U8, CG 1107, INDEX etc.), cît și al componentei acționate : cuțite, balansier, dispozitive auxiliare etc.

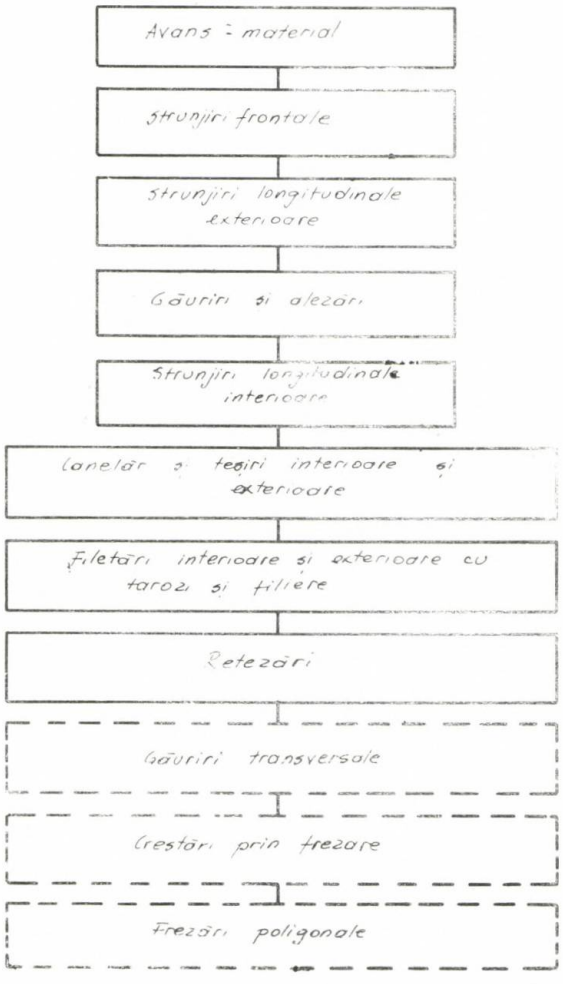


Fig. 1 Algoritmul general de calcul al unui proces tehnologic pe strung automat.

Desfășurarea în general a unui proces tehnologic de prelucrare pe un stung automat sau semiautomat, se poate încadra într-un algoritm general tehnologic de calcul, care este implementat în memoria calculatorului (fig. 1).

Caracteristicile tehnice ale fiecărui strung automat, sînt, de asemenea, implementate în memoria calculatorului și, în funcție de procesul tehnologic ce se realizează pe un anumit strung automat, se apelează sub formă de subrutine.

Acest algoritm permite atît calculul cît și pregătirea datelor pentru plother, care să realizeze desenarea seturilor de came-disc.

Alcătuirea unui astfel de algoritm impune existența a două blocuri distincte, și anume unul pentru calcularea elementelor specifice camei (unghiurile active și razele de început sau sfîrșit de fază tehnologică) și un al doilea bloc de calcul, care să realizeze trasarea și cotarea profilului camei respective.

Orice tip de camă-disc implică transpunerea în memoria calculatorului a tuturor elementelor caracteristice strungurilor folosite (gama de avansuri, gama de turații, roți de schimb, rapoarte de transmitere etc.).

Stabilirea blocurilor de calcul și trasare a elementelor unei came-disc

Blocul de calcul al elementelor camei-disc, se impune să fie valabil pentru toate tipurile de came-disc — părțile specifice fiecărui tip de strung fiind alcătuite din subrutine — și cuprinde următoarele etape :

1. Calculul curselor componentei care este acționată — $L(K)$;

2. Calculul lungimilor curselor pe camă, corespunzătoare curselor $L(K)$:

$$Lc(K) = L(K) \times RT \ /\text{mm}/ \qquad (1)$$

unde RT este raportul de transmisie caracteristic.

3. Calculul razelor camei la fiecare început sau sfîrșit de fază tehnologică :

$$R_c(K) = R_c(K-1) + L_c(K) \ /\text{mm}/ \qquad (2)$$

4. Calcularea rotațiilor necesare pentru realizarea fazei tehnologice :

$$Z(K) = L(K) \ / \ S(K) \ /\text{rot.}/ \qquad (3)$$

În această relație $S(K)$ reprezintă avansul pe camă corespunzător fazei tehnologice /mm/rot/ ;

5. Calcularea numărului total de rotații necesare pentru efectuarea fazelor corespunzătoare dispozitivului acționat de camă :

$$Z_T = \sum_{k=1}^{j} Z(K) \quad /\text{rot.}/ \tag{4}$$

6. Calculul sumei unghiurilor corespunzătoare fazelor tehnologice de prelucrare :

$$\alpha_T = 360° - \beta_T \tag{5}$$

unde β_T este suma unghiurilor în care dispozitivul acționat este în poziție staționară ;

7. Calculul număruui de grade corespunzătoare unei rotații de lucru a axului principal :

$$\alpha_p = \alpha_T / Z_T \tag{6}$$

8. Calculul numărului de grade pe camă necesare pentru realizarea fiecărei faze tehnologice :

$$\alpha(K) = \alpha_p \times Z(K) \tag{7}$$

Secvența de calculare a razelor camei a fost transpusă în program prin subrutina *CALCR* (fig. 2).

Determinarea valorilor elementelor necesare pentru stabilirea numărului de grade co-

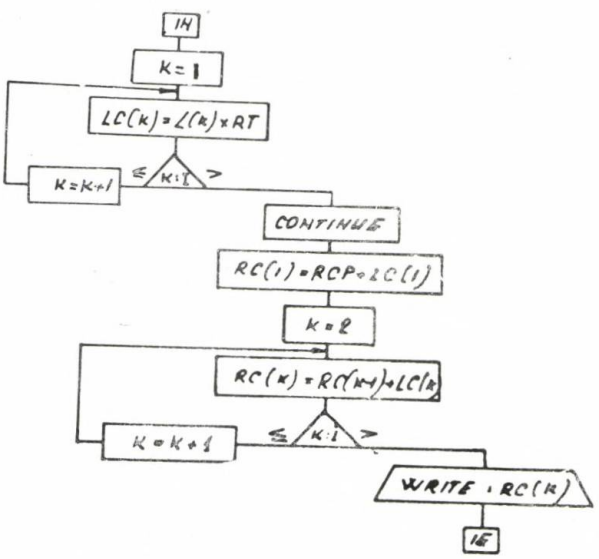


Fig. 2. Schema logică a subrutinei *CALCR*.

respunzătoare fazelor tehnologice pe camă, se face cu ajutorul subrutinii *CALCU*, a cărei schemă logică este prezentată în figura 3).

Acest bloc a fost astfel alcătuit, încît să poată fi folosit independent și să realizeze calcularea elementelor unui foarte mare număr de seturi de came, doar prin schimbarea unor cartele cu datele caracteristice fiecărui proces tehnologic.

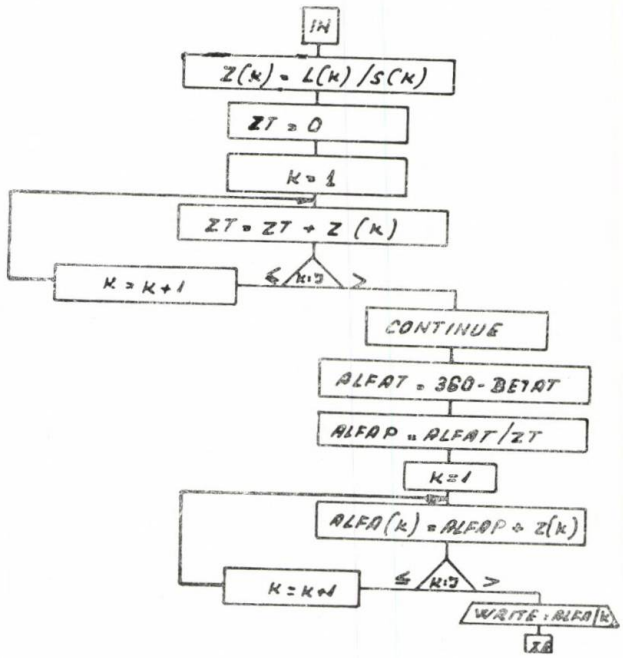


Fig. 3 Schema logică a subrutinei *CALCU*.

Blocul de trasare și cotare a profilului camei, a cărui schemă este prezentată în figura 4, este alcătuit din patru secțiuni specifice, și anume :

— secțiunea 1 — cuprinde instrucțiuni de definire a elementelor caracteristice ale camei. De asemenea, această secțiune se caracterizează prin existența vectorului ITIPC, de definire prin simboluri a profilului camei, și anume : 01 — avans rapid, caracterizat prin spirală exponențială (AR) ; 02 — staționare (cerc) ; 03 — retragere rapidă, caracterizată prin spirală hiperbolică (RR) ; 04 — avans de lucru caracterizat prin spirală arhimedică (AL) ;

— secțiunea 2 — cuprinde indicații caracteristice formării benzii magnetice cu instrucțiunile de trasare ;

— secțiunea 3 — cuprinde instrucțiuni pentru încadrarea desenului în formatul necesar și trasarea și notarea axelor de coordonate *ox* și *oy* a originii. În

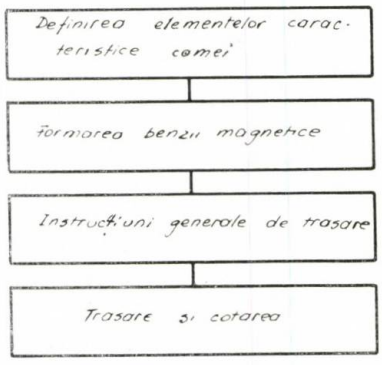


Fig. 4 Blocul de trasare și cotare a profilului camei.

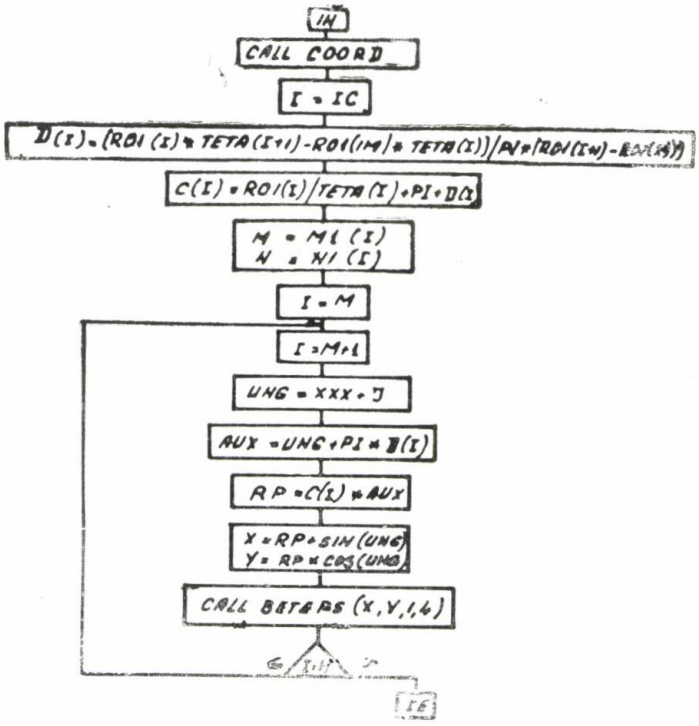


Fig. 5 Schema logică a subrutinei *TIPAL*.

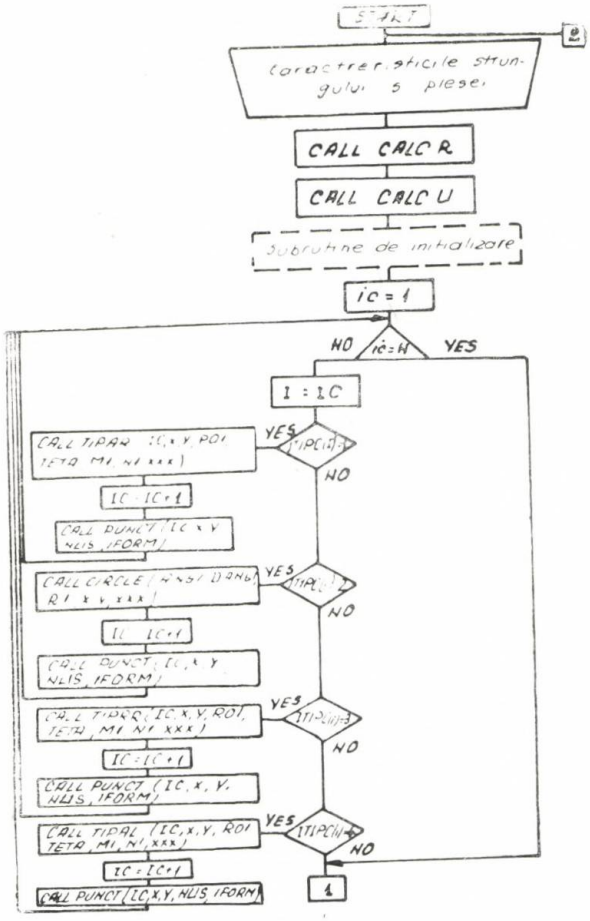


Fig. 6 Schema logică a programului de calcul și trasare a profilului camei-disc. Secțiunea de calcul a curbelor profilului.

cadrul acestei secțiuni, s-au utilizat subprograme Benson de nivel 1 și 2 (*TRAA* și *BECENA* pentru axele de coordonate, *BETEPA* pentru tipul liniilor de trasare, *ECHEL* pentru scara care trebuie folosită etc.) ;

— secțiunea 4 — realizează calculul parametrilor curbelor de profil și trasarea lor cu ajutorul subrutinelor *TIPRR* (spirală hiperbolică), *TIPAL* (spirală arhimedică) — figura 5, *TIPAR* (spirală exponențială) și *CIRCLE* (cercul de staționare).

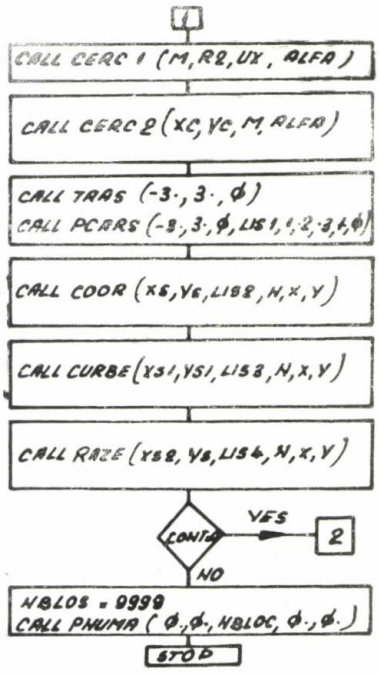


Fig. 7 Schema logică a programului de calcul și trasare a profilului camei-disc. Secțiunea de calcul al coordonatelor și trasare a profilului.

Trasarea curbelor se face cu un pas egal cu jumătate de grad și în ordinea înscrisă în vectorul *ITIPC* caracteristic camei respective. Cu ajutorul subrutinei *COORD* — se calculează coordonatele punctelor de început și sfîrșit de fază tehnologică. De asemenea, în cadrul acestei secțiuni, după trasarea profilului camei se realizează cotarea, prin notarea punctelor caracteristice de început și sfîrșit de fază tehnologică (subrutine *COOR*), înscrierea razelor camei (subrutine *RAZE*) și trasarea și notarea unghiurilor fazelor tehnologice (subrutinele *CERC* 1 și *CERC* 2).

În cadrul programului s-a notat cu *M* numărul de puncte care caracterizează profilul camei, iar cu *N* numărul de faze tehnologice. Simbolul *ANG* reprezintă unghiul pe care îl

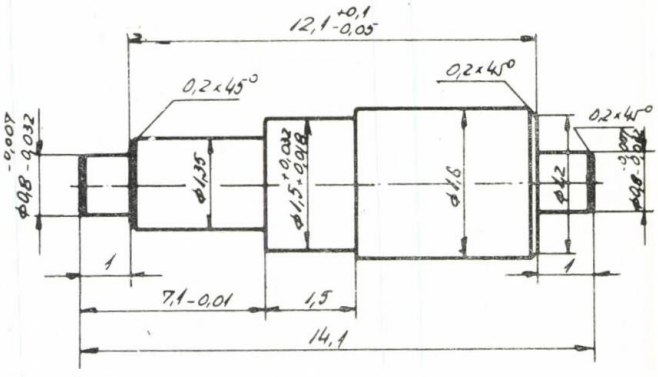
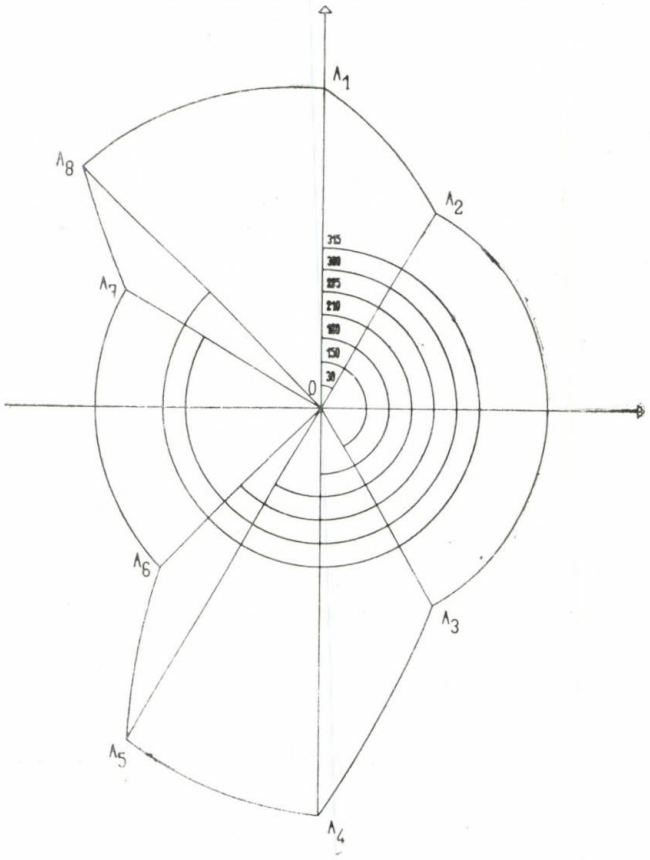


Fig. 8 Ax pentru mecanisme de orologerie.



PROFIL CAMA

A1(	0.00	70.00)	A1A2	RO=A*EXP(B*TETA)	OA1=70.000 MM
A2(	25.00	43.25)	A2A3	CIRCLE RO=50.	OA2=49.956 MM
A3(	25.00	43.25)	A3A4	RO=E/(TETA+F)	OA3=49.956 MM
A4(	0.00	90.00)	A4A5	RO=C(TETA+3.14*D)	OA4=90.000 MM
A5(	42.50	73.593)	A5A6	RO=A*EXP(B*TETA)	OA5=84.983 MM
A6(	35.36	35.36)	A6A7	CIRCLE RO=50.	OA6=50.007 MM
A7(	43.30	25.00)	A7A8	RO=E/(TETA+F)	OA7=49.999 MM
A8(	53.033	53.033)	A8A1	RO=C(TETA+3.14*D)	OA8=75.000 MM

Fig. 9 Desen de execuție al unei came-disc realizat cu ajutorul ploterului.

face o rază a camei cu axa ox, existînd o corespondență biunivocă între acesta și elementele vectorului *ITIPC*, iar simbolul *DANG* reprezintă lungimea unghiulară a arcului de cerc care se trasează pentru cotarea unghiurilor fazelor tehnologice.

Programul de calcul și trasare a profilului camei a cărui schemă logică este prezentată în figura 6, și în figura 7 a fost conceput pentru proiectarea unei came disc cu maximum 30 de faze tehnologice.

De exemplu, pentru piesa din figura 8, una dintre camele disc necesare, a cărei proiectare s-a făcut cu ajutorul programului descris, pe un calculator tip „Siemens", este cea din figura 9.

Concluzii

Utilizarea unui model matematic de calcul și trasare a camelor-disc și rezolvarea lui cu ajutorul calculatorului, prezintă următoarele avantaje :

— micșorarea timpului de proiectare și trasare a seturilor de came ;

— utilizarea unei tehnici automate și precise de calcul ;

— utilizarea unui algoritm general pentru toate tipurile de came-disc ;

— optimizarea tehnologiei de prelucrare pe aceste tipuri de mașini, cu ajutorul calculatorului, care va alege varianta optimă ;

— creșterea preciziei profilului camei, acesta fiind determinat fără influențe obiective sau subiective.

În aceleași condiții, pot fi calculate și trasate și camele spațiale.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Tutunaru, D.:* Mecanisme cu came, Ed. Tehnică, București, 1959.

[2] *Jellig, W.:* Precission Machines Assures cam Accuracy, Iron Age, nr. 173, 1974.

[3] *Biber, Gh., Moraru, V.:* Mașini-unelte automate, Ed. I.P.B., 1970.

[4] *Gavrilaș, I., Marinescu, N., Marinescu, R.:* Stabilirea algoritmilor de optimizare a operațiilor de degroșare prin așchiere la strunjire, frezare și găurire. Vol. „Tehnologii noi de fabricație în construcția de mașini", pag. 15—18, Ed. Universitatea Galați, 1975.

CZ : 621.91.07 : 621.82

Regim optim de așchiere la supranetezirea cu bandă abrazivă

Dr. ing. Ștefan **RUSU** — Institutul de Construcții București
Dr. ing. Viorel Sorin **BADEA** — I.P.C.U.P. București

Fiind vorba de o prelucrare finală, la supranetezirea cu bandă abrazivă, regimul de așchiere optim — indiferent că se determină din punct de vedere al productivității sau din cel al prețului de cost — va fi condiționat și din restricția realizării unei anumite rugozități a suprafeței prelucrate. Relația dintre rugozitatea suprafeței obținute prin supranetezire cu bandă abrazivă a fusurilor unor arbori cotiți realizați din 41 CN 12 și parametrii tehnologici esențiali ai prelucrării este dată în lucrarea [7]. În cele ce urmează se va defini regimul de așchiere optim la supranetezirea cu bandă abrazivă a fusurilor arborilor cotiți în prezența vibrațiilor benzii, din punct de vedere al productivității prelucrării folosind metoda programării liniare [2, 3]. Se vor lua în considerare relațiile ce există între parametrii tehnologici ce caracterizează supranetezirea, date în literatura de specialitate [4, 5] precum și relații deduse cu ocazia rezolvării problemelor tehnologice legate de utilizarea acestui procedeu de prelucrare la arborii cotiți [1, 6, 7]. De asemenea, valorile diferiților parametri tehnologici vor fi luate în considerare în raport cu recomandările date în literatura de specialitate și sintetizate, în lucrarea [8].

Funcția obiectiv se formulează din condiția ca regimul de așchiere la supranetezirea cu bandă abrazivă, în prezența vibrațiilor benzii, să asigure productivitatea maximă a prelucrării.

Partea din norma tehnică de timp care este influențată de parametrii regimului de așchiere [3, 9] este dată de :

$$\tau_{buc} = \tau_{b.m.} + n_s \tau_s \qquad (1)$$

unde :

$\tau_{b.m.}$ = timpul de bază (min/buc.) ;

τ_s = timpul necesar pentru schimbarea benzii și reglarea ansamblului mașină-unealtă-dispozitiv-piesă pentru reluarea prelucrării (min/schimbare) ;

n_s = numărul de schimbări al benzii abrazive la prelucrarea piesei în cadrul operației respective (schimbări/buc).

Timpul de bază va fi dat de :

$$\tau_{b.m.} = \frac{L}{n_a \cdot s_1} \cdot i = \frac{L \cdot z}{n_a \cdot s_1 \cdot t} \qquad (2)$$

unde :

L = lungimea fusului supranetezit cu bandă abrazivă (mm) ;
n_a = turația piesei (rot/min) ;
s_1 = avansul longitudinal (mm/rot. piesă) ;
i = numărul de treceri necesare prelucrării unui fus ;
z = adaosul de prelucrare (mm) ;
t = adîncimea stratului așchiat (mm).

Relația (2) corespunde situației în care piesa, fixată între vîrfuri, pe un strung normal execută o mișcare de rotație în timpul prelucrării prin supranetezire cu bandă abrazivă, adică tocmai cazului real de aplicare a acestui procedeu la netezirea arborilor cotiți. Dispozitivul de supranetezire cu bandă abrazivă, în prezența vibrațiilor benzii, este descris în lucrarea [10].

Numărul de schimbări a benzii abrazive este dat de :

$$n_s = \frac{\tau_{b.m.}}{T} \qquad (3)$$

unde T este durabilitatea benzii abrazive (min).

Din relațiile (1), (2) și (3) rezultă funcția obiectiv a optimizării regimului de așchiere la supranetezire cu bandă abrazivă, sub forma:

$$\tau_{buc.} = \frac{L \cdot z}{n_a \cdot s_1 \cdot t}\left(1 + \frac{\tau_s}{T}\right) \qquad (4)$$

În expresia (4) variabilele problemei sînt n_a s_1, t, T. Prin logaritmarea funcției obiectiv (4) se ajunge la o expresie neliniară datorită factorului $\left(1 + \frac{\tau_s}{T}\right)$. Vom aplica o metodă aproximativă [11] care se bazează pe faptul că $\tau_s < T$, deci

$$\left(1 + \frac{\tau_s}{T}\right) \in (1,2)$$

ceea ce permite aproximarea convenabilă a funcției

$$\varphi(T) = 1 + \frac{\tau_s}{T} \qquad (5)$$

printr-o exponențială de forma :

$$\tilde{\varphi}(T) = \alpha \cdot T^{\beta} \qquad (6)$$

unde valorile α și β se vor determina din condiția cu funcțiile (5) și (6) să aibe două puncte comune alese după o estimare prealabilă a codomeniului funcției $\varphi(T)$ pentru valori date ale durabilității T. Este de menționat că, întrucît funcția $\varphi(T)$ este descrescătoare, vom avea $\beta < 0$.

Cum durabilitatea benzii abrazive este funcție de viteza benzii v_a și de forța perturbatoare F_p conform relației :

$$T = C_T \cdot F_p^{z_T} \cdot v_a^{w_T} \qquad (7)$$

unde C_T este o constantă a condițiilor de așchiere, funcția obiectiv devine :

$$\tau_{buc.} = \frac{L \cdot z}{n_a \cdot s_1 \cdot t} \cdot \alpha T^{\beta} = \alpha \cdot L \cdot z \cdot C_T^{\beta} \cdot \frac{F_p^{z_T \beta} \cdot v_a^{w_T \cdot \beta}}{n_a \cdot s_1 \cdot t} \qquad (8)$$

În relația (8) valorile α, L, z, C_T, β, z_T, w_T sînt date iar variabilele problemei sînt F_p, v_a n_a, s_1, t. Aceste varabile se vor determina din condiția ca funcția (8) să fie minimă, deci productivitatea să fie maximă, respectîndu-se totodată, restricțiile ce se vor formula în continuare. O primă restricție importantă din punct de vedere al performanțelor procedeului de supranetezire cu bandă abrazivă, este definită de respectarea unei rugozități impuse a suprafeței prelucrate, adică :

$$R_a \leqslant R_{ai} \qquad (9)$$

unde :

R_a — înălțimea medie aritmetică a rugozității realizate pe suprafața prelucrată (μm).
R_{ai} — înălțimea medie aritmetică impusă a rugozității suprafeței (μm).

Cum în cazul prelucrării fusurilor arborilor cotiți, atît pentru zona cilindrică cît și pentru cea racordată, avem relațiile : [1] :

$$R_{a_{cil}} = A_1 \cdot v_a^{w_1} \cdot F_p^{z_1} \qquad (10)$$

și

$$R_{a_{rac}} = A_2 \cdot v_a^{w_2} \cdot F_p^{z_2} \qquad (11)$$

din relația (9) rezultă restricțiile de rugozitate, adevărate în cadrul problemei studiate :

$$A_1 \cdot v_a^{w_1} \cdot F_p^{z_1} \leqslant R_{ai_1} \qquad (12)$$

$$A_2 \cdot v_a^{w_2} \cdot F_p^{z_2} \leqslant R_{ai_2} \qquad (13)$$

unde prin R_{ai_1}, R_{ai_2} am notat rugozitățile impuse pentru zona cilindrică și, respectiv, racordată a fusurilor arborilor cotiți prelucrați.

Alte restricții sînt implicate de posibilitățile cinematice ale ansamblului mașină unealtă-dispozitiv utilizat [10] și anume :

$$n_a \in [n_{a_{min}}, n_{a_{max}}] \qquad (14)$$

$$v_a \in [v_{a_{min}}, v_{a_{max}}] \qquad (15)$$

Pe de altă parte, din motive tehnologice, rezultă în plus următoarele restricții :

$$s_1 \in [s_{1\min},\ s_{1\max}] \tag{16}$$

$$t \in [t_{\min},\ t_{\max}] \tag{17}$$

$$F_p \in [F_{p\min},\ F_{p\max}] \tag{18}$$

Restricția puterii se deduce din relația :

$$\frac{F_z \cdot v_a}{75 \cdot 1{,}36 \cdot \eta} \leqslant N_a \tag{19}$$

unde F_z este componenta tangențială a forței de așchiere [daN], iar N_a este puterea motorului de antrenare a benzii abrazive [kW]. Dependența componentei tangențiale F_z de parametrii regimului de așchiere este dată de [4] :

$$F_z = C_z \cdot t^{x_z} \cdot s_1^{y_z} \cdot b^{q_z} \cdot F_o^{z_z} \cdot v_a^{-w_z} \tag{20}$$

unde :

F_o— forța inițială de întindere a benzii [daN] ;
b — lățimea benzii abrazive [mm] ;
Z_z, C_z, x_z, y_z, q_z, w_z — parametrii specifici ai condițiilor concrete de desfășurare a procesului de prelucrare.

Ca atare restricția (19) poate fi scrisă sub forma :

$$t^{x_z} \cdot s_1^{y_z} \cdot v_a^{1-w_z} \leqslant \frac{75 \cdot 1{,}36 \cdot N_a \cdot \eta}{C_z \cdot b^{q_z} \cdot F_o^{z_z}} \tag{21}$$

Valorile F_0, b, N_a, x_z, y_z, v_z, q_z, z_z, C_z, η sînt date inițiale ale problemei. Practica arată că alte restricții posibile, de pildă condiția temperaturii maxime la așchiere, nu sînt esențiale la prelucrarea prin supranetezire cu bandă abrazivă, în prezența vibrațiilor benzii [1].

Problema care se cere rezolvată este deci aceea de a determina variabilele F_p, n_a, v_a, s_1, t astfel încît să minimizeze funcția obiectiv (8), respectînd, totodată, restricțiile de rugozitate a suprafeței (12) și (13) precum și condițiile (14), (15), (16), (17), (18), (21). Pentru a liniariza problema de optimizare pusă, se observă că atît funcția obiectiv cît și restricțiile problemei sînt produse de funcții putere, astfel că prin logaritmarea acestora se ajunge la o formă liniară.
Astfel din relația (8) rezultă :

$$\lg \tau_{buc} = \lg\left(\alpha \cdot L \cdot z \cdot C_T^{\beta}\right) + z_T \beta \lg F_p + a_{T} \cdot \tag{8}$$

$$\cdot \beta \lg v_a - \lg n_a - \lg s_1 - \lg t$$

unde notînd :

$$\lg \tau_{buc} = \psi ;\ \lg\left(\alpha L \cdot z \cdot C_T^{\beta}\right) = \psi_0 ;\ z_T^{\beta} = \gamma ;$$

$$v_T \cdot \beta = \delta ;\quad \lg F_p = x_1 ;\quad \lg v_a = x_2 ;$$

$$\lg n_a = x_3 ; \tag{22}$$

$$\lg s_1 = x_4 ;\ \lg t = x_5$$

se obține :

$$\psi = \psi_0 + \gamma x_1 + \delta \cdot x_2 - x_3 - x_4 - x_5 \tag{23}$$

De asemenea, prin logaritmarea restricțiilor problemei și ținînd seama de notațiile (22) rezultă relațiile :

$$z_2 x_1 + w_2 x_2 \leqslant a_1 \tag{24}$$

$$z_1 x_1 + w_1 x_2 \leqslant a_2 \tag{25}$$

$$x_3 \geqslant a_3 \tag{26}$$

$$x_3 \leqslant a_4 \tag{27}$$

$$x_2 \geqslant a_5 \tag{28}$$

$$x_2 \leqslant a_6 \tag{29}$$

$$x_4 \geqslant a_7 \tag{30}$$

$$x_4 \leqslant a_8 \tag{31}$$

$$x_5 \geqslant a_9 \tag{32}$$

$$x_5 \leqslant a_{10} \tag{33}$$

$$x_1 \geqslant a_{11} \tag{34}$$

$$x_1 \leqslant a_{12} \tag{35}$$

$$(1 - w_z)\, x_2 + y_2 x_4 + x_z x_5 \leqslant a_{13} \tag{36}$$

unde : (37)

$$a_1 = \lg \frac{R_{ai_1}}{A_1} ;\quad a_2 = \lg \frac{R_{ai_2}}{A_2} ;\quad a_3 = \lg n_{a_{\min}} ;$$

$$a_4 = \lg n_{a_{\max}} ;\quad a_5 = \lg v_{a_{\min}} ;\quad a_5 = \lg v_{a_{\max}} ;$$

$$a_7 = \lg s_{1\min} ;\quad a_8 = \lg s_{1\max} ;\quad a_9 = \lg t_{\min} ;$$

$$a_{10} = \lg t_{\max} ;\ a_{11} = \lg F_{p_{\min}} ;\ a_{12} = \lg F_{p_{\max}} ;$$

$$a_{13} = \lg \frac{75 \cdot 1{,}36 \cdot N_a \cdot \eta}{C_z \cdot b^{q_z} \cdot F_o^{z_z}}$$

Cu aceste notații problema de optimizare se formulează astfel : să se minimizeze funcția liniară $\psi(x_1, x_2, x_3, x_4, x_5)$ dată de (23), variabilele problemei $x_1, \ldots, x_5$ trebuind să satisfacă și relațiile restrictive liniare (24) ... (36) unde valorile $a_1, \ldots, a_{13}$ sînt constante pentru o situație de prelucrare dată. Schema logică de rezolvare a acestei probleme este dată în figura 14, unde s-au introdus următoarele notații :

$$OB = [\gamma,\ \delta, -1,\ -1,\ -1]$$

$$X = \begin{vmatrix} x_1 \\ \vdots \\ x_5 \end{vmatrix},\quad BB = \begin{vmatrix} a_1 \\ \vdots \\ a_{13} \end{vmatrix} \tag{38}$$

iar A este matricea coeficienților sistemului liniar al restricțiilor problemei. Vectorul liniar MS este un vector ce codifică semnele $\leqslant$ și $\geqslant$ prin măsurile $(+1)$, respectiv (-1). Restul notațiilor din figura 1 sînt de semnificație evidentă.

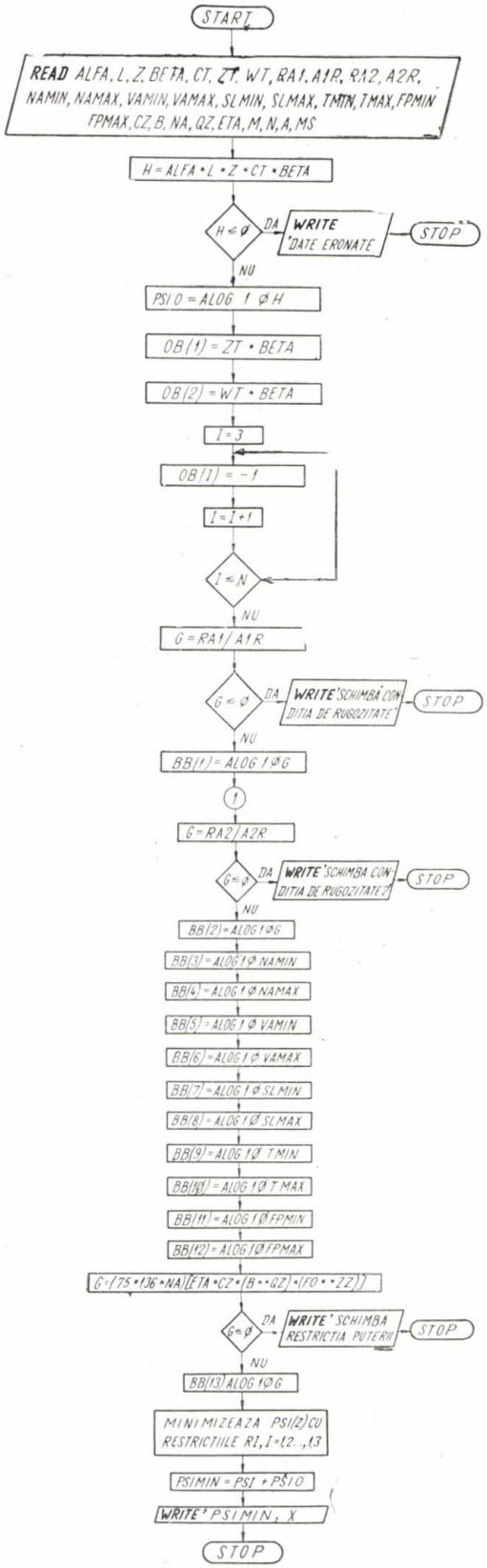


Fig. 1

Situația de prelucrare considerată se referă la supranetezirea fusurilor arborelui cotit al compresorului 7 C 1. Materialul arborelui este oțelul 41 CN 12 supus unei călîri C.I.F. după rectificarea de degroșare. La supranetezire s-a folosit o bandă abrazivă de fabricație „Carbochim" cu granulația 600 și lățimea benzii 30 mm. Rugozitatea impusă de desenul de execuție la suprafețele de lucru ale fusurilor maneton este $R_{ai} = 0{,}2$ μm. Conform celor deduse în lucrarea [1], valorile parametrilor ce intervin în relațiile (12) și (13) sînt :

$$A_1 = 6{,}306 \cdot 10^{-7} \qquad A_2 = 2{,}035 \cdot 10^{-6}$$

$$w_1 = 3{,}62 \qquad w_2 = 3{,}28$$

$$z_1 = -0{,}249 \qquad z_2 = -0{,}252$$

De asemenea, ținînd seama de domeniul de valori ale vitezei benzii v_a, ale forței perturbatoare F_p, și turației piesei n_a recomandate în [1, 7] în funcție de influența acestor parametri asupra rugozității suprafeței prelucrate prin supranetezire cu bandă abrazivă, în prezența vibrațiilor benzii, se acceptă :

$$v_{a_{\min}} = 40{,}5 \text{ m/s} ; \qquad v_{a_{\max}} = 51 \text{ m/s} ;$$

$$n_{a_{\min}} = 51 \text{ m/s} ; \qquad n_{a_{\max}} = 300 \text{ rot/min} ;$$

$$F_{p_{\min}} = 500 \text{ daN} ; \qquad F_{p_{\max}} = 700 \text{ daN}.$$

Dispozitivul de supranetezire utilizat [10] impune :

$$s_{1_{\min}} = 0{,}5 \text{ mm/rot.piesă} ;$$

$$s_{1_{\max}} = 1{,}2 \text{ mm/rot.piesă}$$

Avînd în vedere granulația benzii abrazive folosite și urmărind o durabilitate cît mai ridicată a acesteia se recomandă :

$$t_{\min} = 5 \cdot 10^{-5} \text{ mm} ; \qquad t_{\max} = 20 \cdot 10^{-5} \text{ mm}$$

Puterea motorului de antrenare a benzii abrazive este :

$$N_a = 2{,}2 \text{ kW}$$

Celelalte date ale problemei sînt următoarele :

a) lungimea fusurilor maneton ale arborelui cotit menționat :

$$L = 42 \text{ mm} ;$$

b) adaosul de prelucrare $z = 10$ μm pentru un cîmp de toleranță de 25 μm ;

c) coeficienții din relația (7) a durabilității în funcție de regimul de așchiere (5) :

$$C_T = -10{,}64 ; \quad z_T = 0 ; \quad w_T = -1{,}47 ;$$

d) parametrii α și β de aproximare a funcției $\varphi(T)$ prin exponențiala $\tilde{\varphi}(T)$:

$$\alpha = 2{,}05\ ; \qquad \beta = -0{,}14\ ;$$

e) coeficientul din relația (20) a componentei tangențiale a forței de așchiere în funcție de parametrii regimului de așchiere :

$$C_z = 36{,}33\ ;\ x_z = 0{,}65\ ;\ y_z = 0{,}30\ ;$$

$$q_z = 1{,}08\ ;\ z_z = 0{,}43\ ;\ w_z = 0{,}96\ ;$$

f) forța inițială de întindere a benzii $F_0 = 8$ daN [7].

Prin introducerea acestor date în programul problemei se definește soluția optimă prin valorile :

$$F_p = 501 \text{ daN}\ ;\ v_a = 41 \text{ m/s}\ ;\ n_a = 300 \text{ rot/min}\ ;$$

$$s_1 = 1 \text{ mm/rot}\ ;\ t = 2 \cdot 10^{-4} \text{ mm}$$

valori ce asigură productivitatea maximă a prelucrării în condițiile respectării relațiilor de restricție menționate.

Problema prezintă un interes practic deosebit permițînd proiectarea tehnologiei de fabricație prin supranetezire cu bandă abrazivă, în prezența vibrațiilor benzii, astfel încît să fie asigurate atît condițiile de economicitate cît și cele de calitate a prelucrării, restricția esențială a problemei fiind cea legată de respectarea unei rugozități impuse a suprafeței prelucrate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Badea, S. V.* : „Contribuții privind metode noi de supranetezire a suprafețelor" — teză doctorat, I. P. Iași, 1975.

[2] *Mihoc, Gh., Ionescu, H.* : „Bazele matematice ale programării liniare", Ed. Științifică, București, 1965.

[3] *Goranschi, G. K.* : „Rasciot rejimov rezaniia pri pomosci electronovîcislitelinîh mașin — Minsk, Gosizdat, 1963.

[4] *Mitrievici, K. S.* : „Sili pri lentocinom silfovanii metallov Stanki i instrument, nr. 4, 1960.

[5] *Verezub, V. N.* : „Slifovaniia abrazivnîmi lentami",, Mașinostroieniie, Moskova, 1972.

[6] *Badea, S. V.* : „Realizări la uzina „Timpuri noi" privind supranetezirea arborilor cotiți" — Construcția de mașini, nr. 3, 1971.

[7] *Badea, S. V., Rusu, St.* : „Influența parametrilor tehnologici principali asupra rugozității suprafeței prelucrate prin supranetezire cu bandă abrazivă", Construcția de mașini, 12/1971.

[8] *Badea, S. V.* : „Stadiul actual și tendințe de dezvoltare a prelucrării prin superfinisare cu bandă abrazivă" — referat, I. P. Iași, 1974.

[9] *Dăghici, Gh.* : „Bazele teoretice ale proiectării proceselor tehnologice în construcția de mașini" — Ed. tehnică, București, 1971.

[10] *Badea, S. V., Coman, Gh.* : „Echipamentul tehnologic de rectificat cilindric exterior cu bandă abrazivă pe strung" — comunicare la sesiunea „Fiabilitatea în construcția de mașini", I. P. Iași, 1975.

[10] *Dantzig, G. B.* : „Linear Programming and Extansions" — Princeton University Press, 1963.

CZ : 621.43

Cinetostatica unui regulator automat de avans pentru motoare cu ardere internă

Conf. dr. ing. Mihail **CRUDU**, conf. dr. ing. Dan **PERJU** — Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
Ing. Valentin **PAU** — Direcția învățământului superior și cercetări științifice din M.E.I. București

În vederea optimizării procesului de ardere a motoarelor cu combustie internă cu aprindere prin comprimare, se impune corelarea momentului inițial al injecției cu poziția arborelui cotit, în interiorul ciclului geometric al motorului, în funcție de viteza unghiulară medie a arborelui cotit. Acest deziderat poate fi realizat cu ajutorul unui regulator automat de avans la injecție. Schema bloc de principiu a unui motor echipat cu un astfel de sistem de reglare este prezentată în figura 1.

Mișcarea se transmite de la mecanismul motor (arborele cotit) la transmisia cu roți dințate (T) de la care se antrenează mecanismul de distribuție (MD) și pompa de injecție, respectiv sistemul de reglare a injecției (SI) prin intermediul regulatorului automat de avans la injecție (RA). Prin mecanismele MD și SI se face astfel alimentarea cilindrilor C ai motorului.

O soluție simplă pentru îndeplinirea funcțiunii de corelare a injecției cu viteza unghiu-

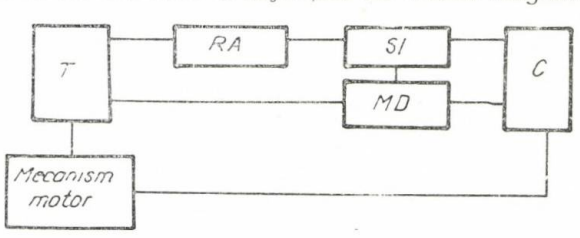


Fig. 1 Schema bloc de principiu a unui motor echipat cu un regulator automat de avans la injecție. T — transmisie cu roți dințate ; MD — mecanism de distribuție ; SI — sistemul de reglare a injecției ; RA — regulatorul automat de avans ; C — cilindrii motorului.

lară este cea bazată pe efectul forțelor de inerție centrifuge. Mecanismul unui regulator automat de tip centrifugal este prezentat în figura 2.

Pe două discuri concentrice d_1 și d_2 sînt fixate piesele profilate p_1 și p_2. Cele două discuri au posibilitatea să se rotească unul în

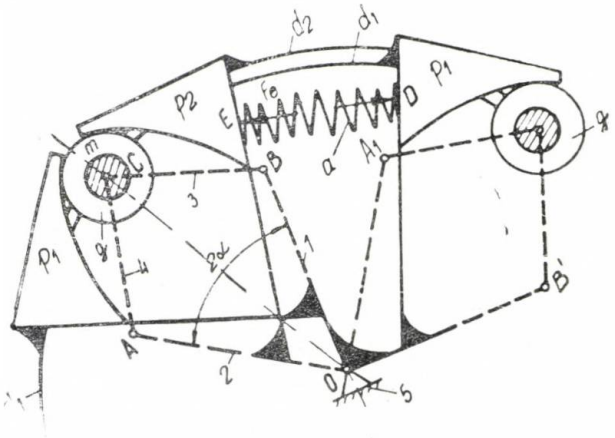


Fig. 2 Regulator automat de tip centrifugal. p_1, p_2 — piese profilate ; g — contragreutăți cilindrice ; a — arc.

raport cu celălalt. Piesele profilate au două porțiuni circulare așezate față în față. Între cele două piese se montează liber greutățile g de formă cilindrică. Contactul dintre greutăți și piesele profilate este asigurat de forța centrifugă ce acționează asupra lor în timpul rotației. Între cele două discuri se montează de asemenea, niște arcuri a care lucrează la compresiune, forța elastică F_e opunîndu-se tendinței de deplasare relativă a discurilor cauzată de forțele de inerție. Poziția relativă a celor două discuri depinde de mărimea forței elastice și a forței de inerție care la rîndul său este o funcție de viteza unghiulară a discurilor.

Înlocuind cuplele cinematice superioare de clasa a IV-a formate de piesele p și greutățile g, se obține pentalaterul articulat degenerat din elementele mobile 1, 2, 3, 4 și elementul fix 5 (reprezentat cu linie punctată în figura 2).

Regulatorul automat de avans la injecție este format din z mecanisme identice care funcționează în paralel.

Expresia momentului de torsiune ce apare între cele două discuri datorită forțelor de inerție a fost stabilită în lucrările [1, 2], ca fiind :

$$M_t = zm\omega^2 r^2 \lambda \sin\alpha \frac{\left(\cos\alpha + \frac{1}{\lambda}\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}\right)^2}{2\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}} \quad (1)$$

unde :

z — este numărul de mecanisme legate în paralel ;

m — masa concentrată în punctul C egală cu masa greutății g ;

ω — viteza unghiulară medie a celor două elemente 1 și 2 solidarizate cu discurile d_1 respectiv d_2 ;

$r = l_{OA} = l_{OB}$ — lungimea elementelor legate la bază ;

$l = l_{AC} = l_{BC}$ — lungimea celorlalte două elemente mobile ;

$\lambda = \frac{r}{l}$ — parametrul adimensional al mecanismului ;

2α — unghiul manivelelor 1 și 2.

Notînd lungimea variabilă $l_{OC} = R$ din trunghiul OBC rezultă :

$$\alpha = \arccos\frac{R^2 + r^2 - l^2}{2Rr} \quad (2)$$

Pentru determinarea momentului antagonist, dat de forțele din arcuri, este necesar să se scrie momentul forțelor ce acționează asupra unui disc în raport cu centrul de rotație 0. În figura 3 se detașează o porțiune din cuplaj ce cuprinde și arcul a.

S-a notat lungimea arcului într-o poziție oarecare cu a, distanța dintre capătul arcului

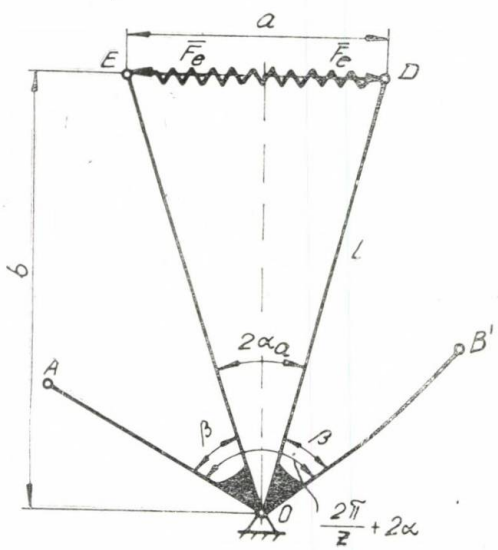


Fig. 3 Acțiunea arcului regulatorului. F_e — forța elastică a arcului.

și punctul 0 cu L, brațul forței elastice din arc F_e cu b, unghiul la centru ce cuprinde arcul $2\alpha_a$. Din figurile 2 și 3 rezultă :

$$\alpha_a = \frac{\pi}{z} + (\alpha - \beta) \quad (3)$$

$$a = 2L\sin\alpha_a \quad (4)$$

Momentul antagonist al forțelor elastice va fi :

$$M_{te} = z \cdot F_e \cdot b \tag{5}$$

Forța elastică se poate determina în funcție de săgeata arcului f ca fiind :

$$F_e = cf \tag{6}$$

Constanta elastică a arcului elicoidal se determină în funcție de caracteristicile geometrice și de material ale arcului.

Săgeata arcului f, într-o poziție oarecare, se calculează ca diferența dintre lungimea liberă a arcului a_1 și lungimea pentru poziția considerată calculată cu relația (4) :

$$f = a_1 - 2L \sin \alpha \tag{7}$$

Din figura 3 rezultă brațul forței F_e ca fiind :

$$b = L \cos \alpha_a \tag{8}$$

Avînd în vedere faptul că pentru faza de regim cele două momente M_t și M_{te} sînt egale, ținînd seama de relațiile anterioare, rezultă dependența funcțională dintre viteza unghiulară și poziția relativă a celor două discuri dată prin unghiul α:

$$\omega = \left(\cos\alpha + \frac{1}{\lambda}\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}\right)^{-1} \cdot (m\lambda \sin\alpha)^{1/2} \times$$

$$\times \left\{2c\left[a_1 - 2L\sin\left(\alpha + \frac{\pi}{z} - \beta\right)\right] L\cos\cdot\right.$$

$$\left.\cdot\left(\alpha + \frac{\pi}{z} - \beta\right)\sqrt{1-\lambda^2\sin^2\alpha}\right\}^{1/2} \tag{9}$$

În figura 4, s-a reprezentat funcția $\alpha = \alpha(\omega)$ pentru un regulator automat de avans la injecție avînd următorii parametri constructivi :

$\lambda = 2{,}6$; $L = 92$ mm ;

$m = 0{,}505$ kg ; $z = 4$;

$c = 22{,}1$ N/mm ; $\beta = 52°$.

$a_1 = 54$ mm ;

Relațiile (1) și (9) s-au dedus în ipoteza neglijării forțelor de frecare, iar diagrama din figura 4 reprezintă curba de echilibru a regulatorului în această ipoteză.

Dacă se iau în considerare și forțele de frecare dintre piesele profilate p_1 respectiv p_2 și contragreutatea g, în locul unei curbe de echilibru va exista un domeniu tip bandă care admite, cu o bună aproximație, ca linie mediană curba din figura 4.

În figura 5 s-a reprezentat una dintre contragreutățile regulatorului împreună cu piesele profilate asupra cărora acționează, precum și forța de inerție F_c și reacțiunile cu frecare pentru cazul în care există tendința de deplasare spre exterior a contragreutății g ca urmare a creșterii vitezei unghiulare.

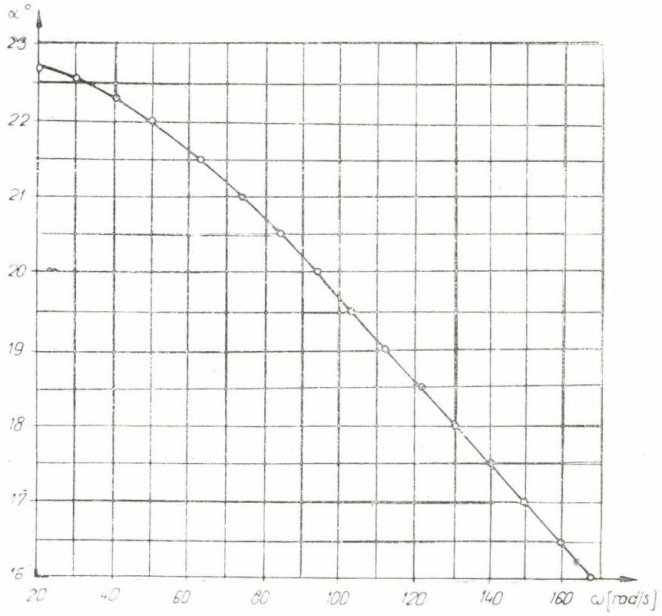


Fig. 4 Curba de echilibru a regulatorului. α — semiunghiul de rotire relativă a celor două discuri ; ω — viteza unghiulară medie a arborelui regulatorului.

Din figură rezultă că reacțiunile normale sînt egale în modul și se pot determina cu relația :

$$N_3 = N_4 = N = \frac{F_c}{2\cos\gamma} \tag{10}$$

în care unghiul γ se determină din triunghiul OBC, ca fiind :

$$\gamma = \arcsin(\lambda \sin\alpha) \tag{11}$$

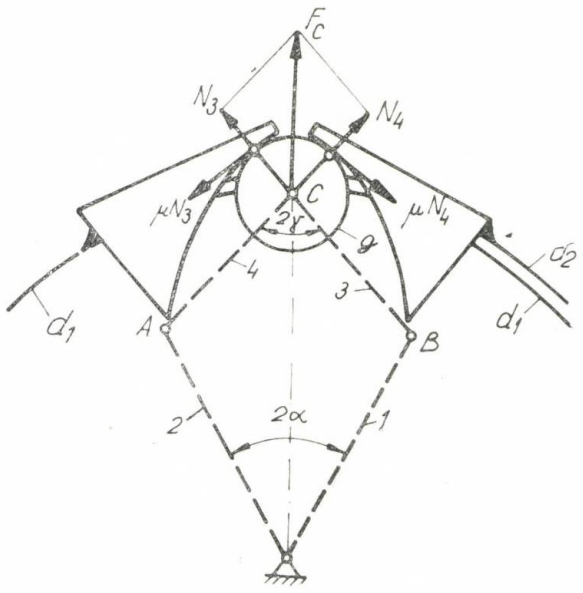


Fig. 5 Determinarea reacțiunilor cu frecare.

Cele două forțe de frecare $\mu N_3 = \mu N_4 = \mu N$, datorită simetriei construcției, sînt concurente pe direcția forței centrifuge F_c rezultanta lor, de mărime :

$$R_f = \mu F_c \operatorname{tg} \gamma \tag{12}$$

însumîndu-se algebric cu aceasta. Pentru tendința de creștere a vitezei unghiulare, respectiv de scădere a acesteia forța care acționează în punctul C va fi :

$$F_R = F_c \mp R_f = F_c(1 \mp \mu \operatorname{tg} \gamma) \tag{13}$$

Folosind aceeași metodă de calcul ca și în cazul stabilirii relației (1), se obțin valorile momentului de torsiune introdus de regulator pentru cele două tendințe de variere a vitezei unghiulare :

$$M_t = zm\omega^2 r^2 \lambda \sin \alpha (1 \mp \mu \operatorname{tg} \gamma) \cdot \frac{\left(\cos \alpha + \frac{1}{\lambda}\sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha}\right)^2}{2\sqrt{1 - \lambda^2 \sin^2 \alpha}} \tag{14}$$

Datorită existenței forțelor de frecare, poziția de echilibru a regulatorului (dată de unghiul α) se va modifica la depășirea valorii ω'' a vitezei unghiulare la creșterea acesteia, respectiv la coborîrea vitezei unghiulare sub o valoare ω'.

Momentul de torsiune introdus în sistem rămîne constant și egal cu cel stabilit prin relația (1) cîtă vreme $\omega \in (\omega', \omega'')$, și deci utilizînd relația (14) rezultă :

$$\omega''^2(1 + \mu \operatorname{tg} \gamma) = \omega'^2(1 + \mu \operatorname{tg} \gamma) \tag{15}$$

sau

$$\frac{\omega''}{\omega'} = \left(\frac{1 + \mu \operatorname{tg} \gamma}{1 - \mu \operatorname{tg} \gamma}\right)^{1/2} = \theta \tag{16}$$

Considerînd viteza unghiulară medie (ω) egală cu media aritmetică a valorilor ω' și ω'' și avînd în vedere relația (16), gradul de insensibilitate al regulatorului automat la injecție va fi :

$$\nu = \frac{\omega'' - \omega'}{\omega} = 2\frac{\theta - 1}{\theta + 1} \tag{17}$$

Din relațiile de mai sus rezultă că gradul de insensibilitate depinde de poziția contragreutății și deci de valoarea vitezei unghiulare medii ω) fiind maxim la viteza unghiulară minimă de funcționare.

Sinteza dimensională a regulatorului automat de avans la injecție se va face astfel încît gradul de insensibilitate maxim (ν_{max}) să fie aproximativ egal sau puțin mai mare ca gradul de neregularitate (δ) al mișcării arborelui pe care este montat regulatorul, pentru ca acesta să nu acționeze la variațiile periodice ale vitezei unghiulare [3].

BIBLIOGRAFIE

[1] *Balji, M. F., Esin, S. D.* : „Soedinitelnaia mufta c uprugimi dinamiceskimi sveazami i ee antivibrationîe svoistva". In : Vesnik Mașinostroenia, nr. 1/1960, pag. 31.

[2] *Crudu, M., Perju, D.* : „Un nou dispozitiv de încărcare, pentru sisteme funcționînd în circuit închis". In : Bul. șt. și tehn. al I.P.T., 1967, pag. 631.

[3] *Manolescu, I. N., Maroș, D.* : „Cinetostatica și dinamica mecanismelor". Ed. tehnică, București, 1958, pag. 387.

CZ : 621—231

Analiza mecanismelor planetare pe baza grupelor structurale

Dr. ing. Cezar **DUCA** — Institutul Politehnic din Iași
Dr. ing. Ioan **SIMIONESCU** — Institutul Național de Motoare Termice, filiala Iași

Introducere

Metoda de analiză a mecanismelor care presupune, într-o primă etapă, descompunerea acestora în grupe structurale și, apoi, aplicarea, pentru fiecare grupă, a unui procedeu de calcul specific-cunoscut, conferă mari avantaje de lucru și reprezintă o tendință firească, ce se manifestă în toate domeniile științifice, de a reduce cazurile complicate la cazuri simple, studiate. Desigur, noțiunea de grupă structurală este interpretată în accepția Assur : lanț cinematic determinat din punct de vedere cinematic și cinetostatic.

Metoda specificată este foarte utilă în cazul unor mecanisme cu structură complicată, fiind folosită cu precădere în analiza mecanismelor plane cu cuple inferioare. O altă categorie de mecanisme care au scheme de complexitate ridicată o reprezintă mecanismele planetare. O încercare de a aplica metoda grupelor structurale în acest domeniu a fost

făcută în lucrarea [4]. În [4] s-a realizat sinteza numerică și structurală a grupelor uzuale aparținînd mecanismelor planetare. În cadrul acestei sinteze s-a plecat de la ideea că numărul total de elemente ale unei grupe struc-

a — numărul de portsateliți ;
b — numărul de *1cb* ;
c — numărul de cuple superioare, exclusiv acelea din compunerea *1cb* ;
d — numărul de ordine pentru grupele care au aceleași valori pentru *a*, *b* și *c*.

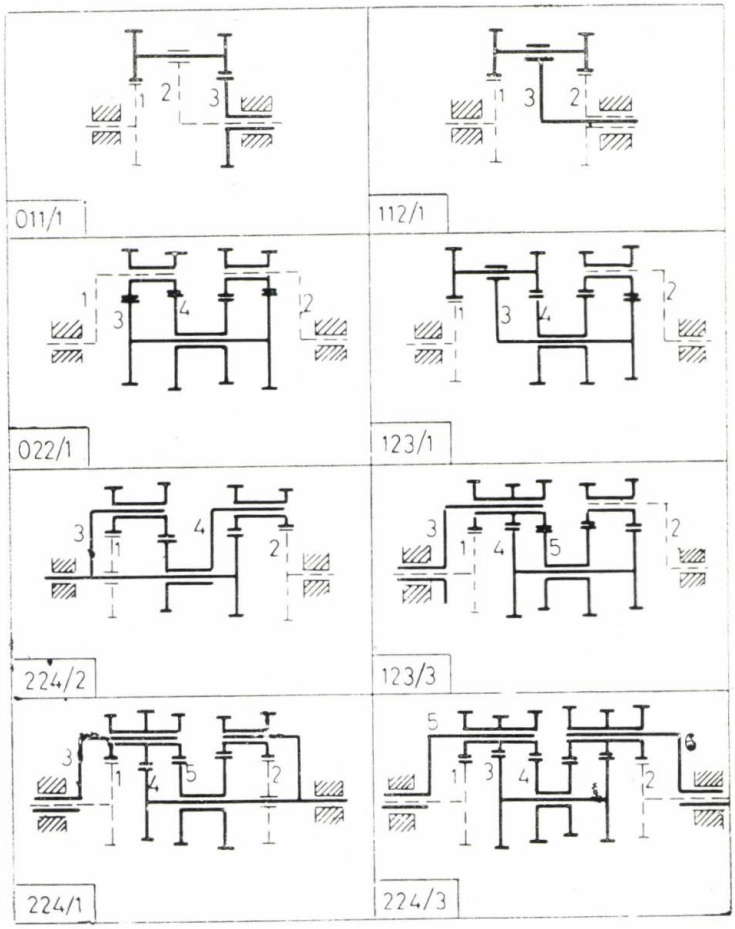


Fig. 1 Grupele structurale uzuale.

turale de acest tip nu este o caracteristică esențială în ce privește studiul cinematic și dinamic. Determinante, din acest punct de vedere, sînt următoarele mărimi :

a) numărul de portsateliți ;
b) numărul de lanțuri cinematice de bază.

Prin lanț cinematic de bază *1cb* se înțelege lanțul neîntrerupt format din roți dințate, care angrenează între ele și formează articulații cu același portsatelit (sau cu batiul). Este evident că procedeul de analiză nu depinde de numărul de roți ale fiecărui *1cb* și, prin urmare, nici de numărul total de elemente.

În figura 1 sînt reprezentate schemele cinematice ale grupelor structurale uzuale [4]. În cadru acestor scheme figurează, pentru simplificare, numai angrenaje cilindrice exterioare, dar poate interveni orice alt tip de angrenaje fără a modifica fondul problemei. Simbolul unei grupe *abc/d* are următoarea semnificație :

În cele ce urmează se vor prezenta procedeele de analiză cinematică pentru cîteva grupe structurale mai mult folosite. Grupele sînt interpretate ca multipoli cinematici [5]. Relația dintre parametrii de intrare și de ieșire se exprimă sub formă matriceală. Fiecărei grupe îi este caracteristică o matrice de transmitere specifică. Mecanismul în ansamblu, conceput tot ca multipol, are, de asemenea, o matrice de transmitere, construită în funcție de modul de conexiune a grupelor componente și de matricele de transmitere ale acestora. Acest mod de tratare a problemei contribuie la abordarea unitară a analizei mecanismelor plane articulate și a mecanismelor planetare și, în același timp, înlesnește întocmirea programelor în vederea utilizării calculatorului numeric. Ca parametri de intrare ai unui multipol asociat unei grupe se consideră vitezele unghiulare, cunoscute, ale elementelor la care se asociază grupa. Ca parametri de ieșire se

consideră vitezele unghiulare ale elementelor din grupă care se rotesc în jurul axei centrale și sînt diferite de cele care constituie parametri de intrare. Aceste viteze unghiulare se pot lua în totalitate, sau numai o parte dintre ele, după cum interesează într-o problemă concretă.

Parametrii de ieșire sînt legați de cei de intrare printr-un sistem de ecuații liniare și neomogene. În cazul grupelor structurale acest sistem este întotdeauna pătratic. Ecuațiile care formează sistemul reprezintă formulele lui Willis, scrise pentru fiecare dintre *1cb* ale grupei. Astfel, dacă *p*, *q* și *r* reprezintă două roți centrale și portsatelitul unui *1cb*, între vitezele lor unghiulare se pot scrie 3 ecuații echivalente [2]:

$$\left.\begin{aligned} \omega_p - i^r_{pq}\omega_q - i^q_{pr}\omega_r = 0 \\ \omega_q - i^p_{qr}\omega_r - i^r_{pq}\omega_p = 0 \\ \omega_r - i^q_{rq}\omega_p - i^p_{rq}\omega_q = 0 \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

Dintre rapoartele de transmitere care figurează în (1), se pot calcula direct, în funcție de numerele de dinți ale roților, numai acelea care sînt concepute în raport cu portsatelitul. Astfel, dacă portsatelitul se notează cu *p*, aceste rapoarte sînt i^p_{qr} și i^p_{rq} Toate celelalte rapoarte se pot exprima în funcție de acestea prin relații de forma:

$$\left.\begin{aligned} i^q_{rp} = 1 - i^p_{rq} = \frac{i^p_{qr} - 1}{i^p_{qr}} \\ i^r_{pq} = \frac{1}{1 - i^p_{qr}} = \frac{i^p_{rq}}{i^p_{rq} - 1} \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

Matrice de transmitere

Grupele 011/1 și 112/1. Pentru ambele grupe se poate scrie relația:

$$\| \omega_3 \| = \| M \| \cdot \left\| \begin{matrix} \omega_1 \\ \omega_2 \end{matrix} \right\|, \qquad (3)$$

în care matricea de transmitere $\| M \|$ este:

$$\| M \| = \| i^2_{31} \; i^1_{32} \| \qquad (4)$$

Dacă grupele conțin mai multe roți centrale (fig. 2) ale căror viteze unghiulare interesează, se poate scrie:

$$\left\| \begin{matrix} \omega_3 \\ \omega_4 \end{matrix} \right\| = \| M \| \left\| \begin{matrix} \omega_1 \\ \omega_2 \end{matrix} \right\|,$$

în care $\| M \|$ este:

$$\| M \| = \left\| \begin{matrix} i^2_{31} & i^1_{32} \\ i^2_{41} & i^1_{42} \end{matrix} \right\|$$

Grupele 022/1, 123/1, și 224/2. Transmiterea mișcării, pentru toate cele trei grupe este descrisă de o ecuație matriceală unică:

$$\left\| \begin{matrix} \omega_3 \\ \omega_4 \end{matrix} \right\| = \| M \| \left\| \begin{matrix} \omega_1 \\ \omega_2 \end{matrix} \right\|, \qquad (5)$$

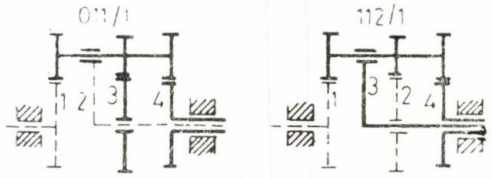


Fig. 2 Grupe structurale cu număr majorat de roți centrale.

în care $\| M \|$ este:

$$\| M \| = \frac{1}{i^4_{13}\; i^5_{24} - i^5_{14}\; i^4_{23}} \cdot \left\| \begin{matrix} i^3_{24} & -i^3_{14} \\ -i^4_{23} & i^4_{13} \end{matrix} \right\| \qquad (6)$$

Grupele 123/3 și 224/1. Ecuația matriceală de transmitere a mișcării este:

$$\left\| \begin{matrix} \omega_3 \\ \omega_4 \\ \omega_5 \end{matrix} \right\| = \| M \| \left\| \begin{matrix} \omega_1 \\ \omega_2 \end{matrix} \right\| \qquad (7)$$

Matricea de transmitere $\| M \|$ se determină în funcție de matricea $\| A \|$:

$$\| A \| = \left\| \begin{matrix} i^4_{13} & i^3_{14} & 0 \\ 0 & i^5_{24} & i^4_{25} \\ 1 & -i^5_{34} & -i^4_{35} \end{matrix} \right\| \qquad (8)$$

Dacă matricea $\| A \|^{-1}$ se notează:

$$\| A \|^{-1} = \| a_{ij} \| \; (i = 1, 2, 3; \; j = 1, 2, 3), \qquad (9)$$

atunci $\| M \|$ este:

$$\| M \| = \left\| \begin{matrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \\ a_{31} & a_{32} \end{matrix} \right\| \qquad (10)$$

Grupa 224/3. În ecuația:

$$\left\| \begin{matrix} \omega_3 \\ \omega_4 \\ \omega_5 \\ \omega_6 \end{matrix} \right\| = \| M \| \cdot \left\| \begin{matrix} \omega_1 \\ \omega_2 \end{matrix} \right\| \qquad (11)$$

matricea de transmitere $\| M \|$ se determină în funcție de matricea $\| A \|$ în care are următoarea formă:

$$\| A \| = \begin{Vmatrix} t_{13}^{5} & 0 & t_{15}^{3} & 0 \\ t_{23}^{6} & 0 & 0 & t_{26}^{3} \\ 0 & t_{14}^{5} & t_{15}^{4} & 0 \\ 0 & t_{24}^{6} & 0 & t_{26}^{4} \end{Vmatrix} \qquad (12)$$

Dacă $\| A \|^{-1}$ se notează :

$$\| A \|^{-1} = a_{ij} (i = 1, 2, 3, 4 ; j = 1, 2, 3, 4), \qquad (13)$$

atunci $\| M \|$ este :

$$\| M \| = \begin{Vmatrix} a_{11} + a_{13} & a_{12} + a_{14} \\ a_{21} + a_{23} & a_{22} + a_{24} \\ a_{31} + a_{33} & a_{32} + a_{34} \\ a_{41} + a_{43} & a_{42} + a_{44} \end{Vmatrix} \qquad (14)$$

Aplicații

a) În figura 3 este reprezentat un reductor diferențial cu închidere [1]. Mecanismul conține o grupă de tip 022/1. Aplicînd formula (5), ținînd seama de transformările (2) și de faptul că $\omega_2 = 0$, se ajunge la :

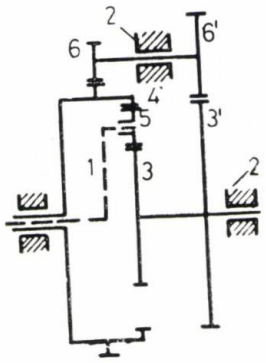


Fig. 3 Reductor diferențial cu închidere.

$$\begin{Vmatrix} \omega_3 \\ \omega_4 \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} \dfrac{t_{34}^{2}(t_{34}^{1} - 1)}{t_{34}^{1} - t_{34}^{2}} \omega_2 \\ \dfrac{t_{34}^{1} - 1}{t_{34}^{1} - t_{34}^{2}} \omega_1 \end{Vmatrix} =$$

$$= \begin{Vmatrix} \omega_1 \dfrac{1 + \dfrac{z_4}{z_3}}{1 + \dfrac{z_4 z_3' z_6}{z_3 z_6' z_4'}} \\ \omega_1 \dfrac{1 + \dfrac{z_3}{z_4}}{1 + \dfrac{z_3 z_6' z_4'}{z_4 z_3' z_6}} \end{Vmatrix}$$

b) În figura 4 este reprezentat un reductor panetar utilizat pentru acționarea unui tambur [1]. Mecanismul conține o grupă structurală de tip 123/1. Dacă se aplică formula (5), în ipoteza $\omega_2 = 0$, se ajunge la :

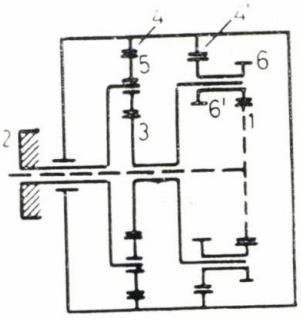


Fig. 4 Reductor planetar.

$$\begin{Vmatrix} \omega_3 \\ \omega_4 \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} \omega_1 \dfrac{t_{34}^{2}}{t_{34}^{2} + t_{14}^{3} - t_{34}^{2} t_{14}^{3}} \\ \omega_1 \dfrac{1}{t_{34}^{2} + t_{14}^{3} - t_{34}^{2} t_{14}^{3}} \end{Vmatrix} =$$

$$= \begin{Vmatrix} \omega_1 \dfrac{z_4' z_1 z_6'}{z_4 z_1 z_6' + z_3 z_6 z_4' + z_4 z_6 z_4'} \\ -\omega_1 \dfrac{z_3 z_1 z_6'}{z_4 z_1 z_6' + z_3 z_6 z_4' + z_4 z_6 z_4'} \end{Vmatrix}$$

c) În figura 5 a este reprezentată schema cutiei de viteze Daimler pentru treapta 3-a [3]. Mecanismul conține două grupe structurale :

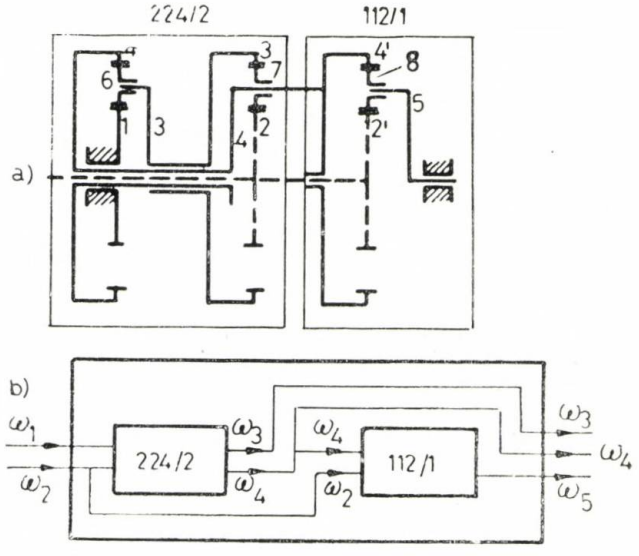


Fig. 5 Cutie de viteze planetară, treapta 3-a.

224/2 și 112/1 legate ca în figura 5 b. Considerînd mecanismul în ansamblu, un multipol cinematic, se scrie :

$$\left\| \begin{matrix} \omega_3 \\ \omega_4 \\ \omega_5 \end{matrix} \right\| = \| M \| \left\| \begin{matrix} \omega_1 \\ \omega_2 \end{matrix} \right\|$$

Matricea de transmitere $\| M \|$ se determină în funcție de matricea $\| M_1 \|$ asociată grupei 224/2 și de matricea $\| M_2 \|$ asociată grupei 112/1. Dacă cele două matrice se scriu sub forma :

$$\| M_1 \| = \left\| \begin{matrix} m_{111} & m_{112} \\ m_{121} & m_{122} \end{matrix} \right\| \text{ și } \| M_2 \| = \| m_{21} \quad m_{22} \|,$$

atunci, în urma unor transformări matriceale elementare se ajunge la matricea $\| M \|$:

$$\| M \| = \left\| \begin{matrix} m_{111} & m_{112} \\ m_{121} & m_{122} \\ m_{22} \quad m_{121} & m_{11} + m_{22} + m_{122} \end{matrix} \right\|$$

Pornind de la această formulă, ținînd seama de transformările (2) și de faptul că $\omega_1 = 0$, se obține :

$$\left\| \begin{matrix} \omega_3 \\ \omega_4 \\ \omega_5 \end{matrix} \right\| =$$

$$= \left\| \begin{matrix} -\omega_2 \dfrac{i_{14}^3}{1 - i_{14}^3 - i_{23}^4} \\ \omega_2 \dfrac{1 - i_{14}^3}{1 - i_{14}^3 - i_{23}^4} \\ \omega_2 \dfrac{1}{1 - i_{24}^5} = \dfrac{i_{24}^5 (1 - i_{14}^3)}{(1 - i_{24}^5)(1 - i_{14}^3 - i_{23}^4)} \end{matrix} \right\| =$$

$$= \left\| \begin{matrix} \omega_2 \dfrac{\dfrac{Z_4}{Z_1}}{1 + \dfrac{Z_4}{Z_1} + \dfrac{Z_3}{Z_2}} \\ \omega_2 \dfrac{1 + \dfrac{Z_4}{Z_1}}{1 + \dfrac{Z_4}{Z_1} + \dfrac{Z_3}{Z_2}} \\ \omega_2 \left[\dfrac{1}{1 + \dfrac{Z_1'}{Z_2'}} + \dfrac{\left(\dfrac{Z_4'}{Z_2'} \right) \left(1 + \dfrac{Z_4}{Z_1} \right)}{\left(1 + \dfrac{Z_4'}{Z_2'} \right) \left(1 + \dfrac{Z_4}{Z_1} + \dfrac{Z_3}{Z_2} \right)} \right] \end{matrix} \right\|$$

Concluzii

Conținutul lucrării arată că grupele stucturale ale mecanismelor planetare, concepute ca în lucrarea [4], reprezintă sisteme cinematic determinate, care pot fi interpretate ca multipoli cinematici pasivi. Fiecare grupă este caracterizată, astfel, printr-o matrice de transmitere. Întregul mecanism, considerat de asemenea, ca un multipol cinematic, are o matrice de transmitere care rezultă în funcție de matricele grupelor componente și de modul de conexiune al acestora în mecanism.

Acest mod de a concepe analiza mecanismelor planetare este util în special în cazul mecanismelor cu structură complicată, formate din mai multe grupe. Forma matriceală de scriere a ecuațiilor de transmitere ușurează transpunerea problemei într-un limbaj de programare automată în vederea folosirii calculatorului numeric.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Artobolevski, I. I.* : Mehanizmî v sovremennoi tehnike, Tom III, Zubciatîe mehanizmî, Izd. „Nauka", Moskva, 1971, p. 495—543.

[2] *Bugajewski, E.* : Contribuții la studiul cinematic și dinamic al mecanismelor cu trenuri diferențiale, Teză de doctorat, București, 1971, p. 24—42.

[3] *Chironis, N. P.* : Gear design an application, McGraw-Hill Book Company, 1967, p. 101.

[4] *Duca, C.* : Grupele structurale ale mecanismelor planetare, IFToMM International Symposium on Linkages and Computer Design Methods, Bucharest, Romania, June 7—13, 1973, Paper A—20, p. 266—281.

[5] *Pelecudi, Chr.* : Multipoli cinematici cu elemente rigide, In Studii și cercetări de Mecanică aplicată, Tomul 27, nr. 5 (1968), p. 1061—1077.

Abonați-vă la

„CONSTRUCȚIA DE MAȘINI"

PE 1979!

CZU : 621—231 : 681.31

Contribuții la studiul dinamicii mecanismului de acționare al supapelor pe baza analogiei electromecanice

Ing. L. **LUȚA**, ing. M. **MOROȘANU**, ing. St. **ALBEANU**, ing. M. **MITRUȘ**, ing. Fl. **CEAPOIU** — I.N.M.T. București

Introducere

O problemă curent întîlnită în mecanică o constituie analiza comportării unui sistem în regim dinamic, respectiv studiul vibrațiilor sistemului. În cadrul acestui studiu rezolvarea problemei constă în înlocuirea sistemului real prin un sistem echivalent, mono — sau multimasic în funcție de gradul de corectitudine dorit, pentru care se scriu ecuațiile de mișcare care se rezolvă printr-un procedeu adecvat de integrare.

Lucrarea de față își propune abordarea și rezolvarea acestei probleme cu mijloace proprii teoriei analizei și sintezei circuitelor electrice. Acest mod de rezolvare este util în ideea utilizării unor simulatoare dinamice fizic realizabile cu circuite integrate digitale.

Considerăm că punerea la punct a unor asemenea metode de simulare oferă avantaje multiple, dintre care menționăm posibilitatea aplicării know-how-ului existent în teoria circuitelor electrice la studiul fenomenelor dinamice, precum și posibilitatea realizării unor dispozitive electronice de simulare utile în vederea optimizării sistemelor mecanice.

Studiul dinamic al sistemului

În vederea realizării scopului propus au fost analizate diversele tipuri de analogii electromecanice cunoscute, stabilindu-se drept corespunzătoare modului de tratare analogia de tip forță-curent [1], [2], [3].

Prezentarea metodei propuse se va face pe un model mecanic simplu redus la modelul

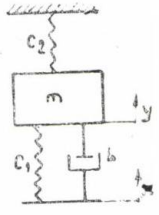


Fig. 1 Modelul monomasic la sistemului mecanic.

monomasic din figura 1, ce constituie schematizarea a diverse sisteme mecanice, ca de exemplu mecanismul de acționare a supapelor utilizat la motoarele cu ardere internă.

Studiul dinamicii acestui mecanism a fost efectuat în cadrul unor sisteme diferite de ipoteze referitoare la sistemul mecanic, rezolvarea fiind efectuată prin metode analitice pentru sisteme și legi de mișcare simple [5], [6] și prin metode numerice pentru sisteme și legi de mișcare complexe [3], [5].

Mișcarea sistemului schematizat în figura 1 este descrisă prin o ecuație de forma :

$$m\ddot{y} + b(\dot{y} - \dot{x}) + c_2 y + c_1(y - x) = 0 \qquad (1)$$

la care se pot adăuga termeni suplimentari reprezentînd efectul unor forțe constante sau variabile ce acționează în sistem. Pentru simplitatea și claritatea expunerii în cele ce urmează se va trata ecuația de mișcare în forma de mai sus.

Introducînd notațiile :

$$\varphi^2 = \frac{C_2}{C_1}; \quad \omega_1 = \sqrt{\frac{C_1}{m}}; \quad \xi = \frac{b}{\sqrt{C_1 m}} \qquad (2)$$

ce reprezintă pătratul raportului rigidității din sistem, frecvența proprie a sistemului neamortizat format din masa m și rigiditatea c_1, fracțunea din amortizarea critică, și considerînd o excitație armonică de forma :

$$x = x_0 \sin \omega t. \qquad (3)$$

ecuația de mișcare devine :

$$\ddot{y} + \xi\omega_1\dot{y} + \omega_1(1+\varphi^2)y = \omega_1^2 x_0 \sin \omega t + \\ + \xi\omega_1\omega x_0 \cos \omega t \qquad (4)$$

Prin integrarea acestei ecuații se obține expresia funcției de transmisibilitate a sistemului definită prin raportul mărimilor spațiu, viteză sau accelerație între ieșirea și intrarea sistemului [1].

Pentru definirea analogiei electromecanice utilizate și determinarea funcției de transmisibilitate se consideră cuadripolul din figura 2.

Aplicarea legilor lui Kirchoff în acest circuit conduce la o ecuație de forma :

$$C\frac{dU_e}{dt} + \frac{1}{R}(U_e - U_i) + \frac{1}{L_2}\int U_e dt + \\ + \frac{1}{L_1}\int (U_e - U_i)\, dt = 0 \qquad (5)$$

care reprezintă echivalentul în domeniul electric al ecuației (1) [8].

Compararea relațiilor (1) și (5) permite definirea analogiei de tip forță-curent după cum urmează [1]:

— masa [m] — capacitate [C];
— rigiditate [c] — susceptanța [$1/L$];

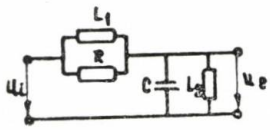


Fig. 2 Circuitul electric analog.

— coeficient de amortizare [b] — conductanța [$1/R$];
— viteza [$\dot{y}$, $\dot{x}$, v] — tensiune [U];
— forța [F] — curent [i];

Introducînd reprezentarea complexă a curenților în relația (5), prin prelucrări succesive se obține funcția de transfer a circuitului schematizat în figura 2, funcție care reprezintă echivalentul în domeniul electric al transmisibilității vitezei:

$$H(\omega)=\frac{\mathcal{U}_e}{\mathcal{U}_i}=\frac{\dfrac{L_2}{C}+j\omega\dfrac{L_1L_2}{RC}}{\dfrac{L_1}{C}+\dfrac{L_2}{C}-\omega^2K_1L_2+j\omega\dfrac{L_1L_2}{RC}} \tag{6}$$

Revenind în domeniul mecanic, această relație devine:

$$T_v(\omega)=\frac{\dfrac{C_1}{m}+j\omega\dfrac{b}{m}}{\dfrac{C_1}{m}+\dfrac{C_2}{m}-\omega^2+j\omega\dfrac{b}{m}} \tag{7}$$

Notînd suplimentar față de (2—4)

$$\Omega=\frac{\omega}{\omega_1} \tag{8}$$

frecvența normalizată, se obține expresia complexă a transmisibilității vitezei în forma:

$$T_v(\Omega)=\frac{1+\xi\Omega}{(1+\varphi^2-\Omega^2)+j\xi\Omega} \tag{9}$$

expresie ce permite evidențierea modulului,

$$T_v=\frac{\sqrt{[(1+\varphi^2-\Omega^2)+(\xi\Omega)^2]^2+(\xi\Omega)^2(\varphi^2-\Omega^2)^2}}{(1+\varphi^2-\Omega^2)^2+(\xi\Omega)^2} \tag{10}$$

și a fazei,

$$t_q\varphi_v=\frac{\xi\Omega(\varphi^2-\Omega^2)}{(1+\varphi^2-\Omega^2)+(\xi\Omega)^2} \tag{11}$$

În baza relațiilor (10, 11) s-a alcătuit un program de calcul și trasare a caracteristicilor statice ale sistemului [11]. Aspectul caracteristicilor statice este prezentat în figura 3, care evidențiază caracterul de filtru „trece-jos" al sistemului considerat.

Utilizarea rezultatelor obținute permite în principiu aprecierea calitativă și cantitativă a comportării în regim dinamic a sistemului analizat. Întrucît în genere nu se dispune de o lege exprimabilă analitic a excitației glo-

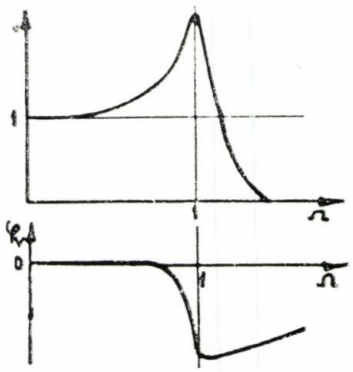


Fig. 3 Aspectul caracteristicilor statice ale sistemului mecanic.

bale a sistemului, acest mod de lucru este incomod pentru aprecieri cantitative, necesitînd descompunerea funcției excitatoare în serie Fourier, filtrarea spectrală și recompunerea răspunsului sistemului din armonicile componente.

Inconvenientul menționat a condus la investigarea unor metode digitale de prelucrare a semnalelor excitatoare, extensiv dezvoltate în ultimii ani [7], [8], [9].

Rescriem ecuația (5) utilizînd transformata Laplace a mărimilor $Ui(t)$ și $Ue(t)$. Ecuația devine:

$$Cs\mathcal{U}_e(s)+\frac{1}{R}[\mathcal{U}_e(s)-\mathcal{U}_i(s)]+\frac{1}{L_2s}\mathcal{U}_e(s)+ \tag{12}$$

$$+\frac{1}{L_1s}[\mathcal{U}_e's)-\mathcal{U}_i(s)]=0$$

Funcția de transfer devine:

$$T(s)=\frac{\mathcal{U}_e(s)}{\mathcal{U}_i(s)}=\frac{1}{RC}\cdot\frac{s+\dfrac{R}{L_1}}{s^2+\dfrac{s}{RC}+\dfrac{L_1+L_2}{CL_1L_2}} \tag{13}$$

permițînd evidențierea polilor și a zerourilor sub forma:

$$T(s)=\alpha\frac{s-s_0}{(s-s_1)(s-s_1^*)} \tag{14}$$

Coeficienții relației (14) au următoarea semnificație :

$$\alpha = \frac{1}{RC}; \quad s_0 = -\frac{R}{L_1} = \sigma_0; \tag{15}$$

$$s_1, s_1^* = -\frac{1}{2RC} \pm \frac{j}{2}\sqrt{4\frac{L_1+L_2}{CL_1L_2} - \frac{1}{(RC)^2}} = -\sigma_p \pm j\omega_p$$

Relația (14) reprezintă funcția de transfer a unui sistem fizic realizabil și stabil.

Transformata Laplace inversă a relației (14) reprezintă funcția de pondere — echivalentul în domeniul timp al funcției de transfer — exprimată sub forma :

$$(ht) = \mathcal{L}^{-1}[T(s)] = \alpha e^{\alpha_p t}\left[\cos\omega_p t + (\sigma_p - \sigma_0)\frac{\sin\omega_p t}{\omega_p}\right] \tag{16}$$

Elementul nou introdus în această tratare consta în utilizarea excitației sub forma ei discretă rezultată dintr-un proces experimental sau anterior calculată numeric și considerată de noi ca rezultat al unei eșantionări cu o funcție impuls periodică [7], [8], [9].

Funcția de pondere (18) se va discretiza și evalua la momentele de eșantionare corespunzătoare momentelor de eșantionare ale excitației. Pe baza seturilor de valori discrete astfel obținute se reprezintă semnalele unificat, printr-o transformare de variabilă în urma căreia funcția pondere se reprezintă în raport cu unghiul de rotație față de care sînt precizate valorile excitației în cazul concret prezentat. Pentru această transformare se utilizează proprietatea de contracție în timp-dilatare în frecvență a transformatei Laplace :

$$\mathcal{L}\left\{f\left(\frac{t}{a}\right)\right\} = \frac{1}{a}F(as) \tag{17}$$

Răspunsul sistemului se obține prin efectuarea produsului de convoluție discret între excitație și funcția de pondere :

$$\mathcal{U}_e(n\theta) = \sum_{k=0}^{n} \mathcal{U}_i(n\theta)\, h(n\theta - k\theta)\cdot\theta \tag{18}$$

relație în care θ reprezintă intervalul de eșantionare, în cazul de față exprimat în grade.

Suportul matematic prezentat a fost algoritmat și corespunzător a fost întocmit un program care determină răspunsul la ieșirea sistemului, [11].

Revenind în domeniul mecanic, considerînd ca funcție de excitație o distribuție de viteze, a fost obținut răspunsul sistemului sub forma distribuției de viteze la ieșire, din care prin derivare și integrare se poate determina mișcarea sistemului.

Menționăm că metoda prezentată este întrutotul aplicabilă asupra unor distribuții de accelerații sau spațiu, în exemplul prezentat fiind considerată viteza din motive de apropiere față de analogiile existente pentru validarea rezultatelor.

Metoda prezentată a fost aplicată în cazul unui sistem care schematizează mecanismul de acționare al supapelor unui motor cu alezaj 185 mm și turația nominală de 1500 rot/min. Rezultatele obținute, prezentate sub forma unor diagrame trasate automat la un echipament grafic de tip plotter, pot fi solicitate de la autori.

Menționăm că pentru sistemul considerat s-a dispus de rezultatele unui studiu dinamic anterior, atît teoretic, efectuat prin integrarea numerică a ecuațiilor de mișcare, cît și experimental. Comparația rezultatelor prezentate cu rezultatele studiului anterior a permis să se concluzioneze că metoda prezentată este practic aplicabilă.

Metoda de tratare expusă prezintă avantajul de a permite realizarea unor simulatoare dinamice constituite din circuite electronice a căror realizare și studiu experimental este în general mai comodă decît cea a sistemului mecanic echivalent. Metoda prezentată constituie suportul matematic în baza căruia se poate realiza sinteza pe elemente de circuit active-controlabile prin modificarea unor parametri continuu reglabili ai funcției de transfer care caracterizează sistemul mecanic și se poate simula comportarea dinamică a acestuia prin excitarea circuitului electronic cu funcții eșantionate și urmărirea răspunsului. Optimizarea răspunsului pe simulatorul astfel realizat conduce la optimizarea parametrilor mecanic echivalent, [8], [9].

În figura 4 se prezintă schema electronică a unui filtru cu doi poli care sintetizează o funcție de transfer similară cu cea a sistemului mecanic considerat.

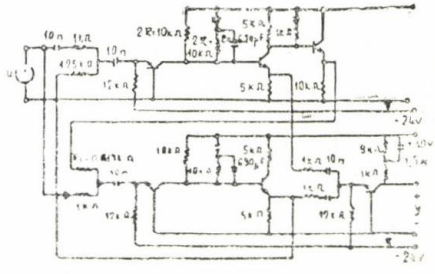


Fig. 4 Schema electronică a unui simulator dinamic realizat cu elemente de circuit active.

La realizarea acestei scheme s-a luat în considerare pe de o parte o sinteză optimală în vederea minimalizării efectului dispersiei cîştigurilor etajelor active datorită dispersiei din fabricaţie a parametrilor elementelor circuitelor, iar pe de altă parte realizarea unei plaje largi de reglare aferentă posibilităţilor de modificare a sistemului mecanic, [10].

Întrucît mecanismul de acţionare a supapelor considerat are o comportare dinamică bună, în prezent se studiază utilizarea posibilităţilor de lucru oferite de simulatorul dinamic realizat în sens invers, respectiv (cunoscînd răspunsul sistemului mecanic) — determinarea valorilor reale ale parametrilor sistemului mecanic cunoscut fiindcă acestea se determină cu o oarecare imprecizie, aferentă ipotezelor de calcul.

Concluzii

Analiza dinamică efectuată cu luare în considerare a analogiei electromecanice stabilite a condus în baza metodelor cunoscute în teoria circuitelor electrice la dezvoltarea unei metode de lucru aplicabilă în studiul dinamicii sistemelor mecanice.

Metoda dezvoltată, particularizată pentru anumite sisteme mecanice şi tipuri de excitaţie permite analiza aprofundată a comportării dinamice a sistemelor, atît sub aspect calitativ cît şi sub aspect cantitativ. Analiza cantitativă, constînd în determinarea răspunsului în baza algoritmului prezentat oferă rezultate necesare pentru proiectarea corectă a mecanismului considerat. Considerăm însă că şi analiza calitativă prezintă interes practic deosebit întrucît caracteristicile statice ca şi alura funcţiei de pondere permit predimensionarea corectă a sistemului în raport de condiţiile de funcţionare.

Metoda prezentată în cadrul unui sistem mecanic simplu este întrutotul aplicabilă la sisteme complexe, multimasice ceea ce revine la tratarea cunoscută a unor funcţii de transfer complexe, cu poli multipli.

O posibilitate deosebit de interesantă din punct de vedere practic, dar încă neabordată în cadrul lucrării constă în analiza funcţiei de transfer din punct de vedere al stabilităţii sistemului, analiza ce oferă posibilităţi de predeterminare a comportării sistemului în regim dinamic, ca şi elaborarea unor mijloace analitice pentru modificarea şi structurarea optimă a sistemelor, îndeosebi în cadrul sistemelor de complexitate ridicată.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Harris, C., Crede, C.:* Şocuri şi vibraţii, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1968.

[2] *Buzdugan, Gh., Fetcu, L., Rades, M.:* Vibraţiile sistemelor mecanice, Ed. Academiei R.S.R., Bucureşti, 1975.

[3] *Pelecudi, Chr., Sava, I., Cononovici, S.:* Comportarea mecanismelor cu came la viteze ridicate, în „Studii şi cercetări de mecanică aplicată", tom. 30, nr. 2, 1971.

[4] *Schirmeister, K.:* Schwingungsdämpfung in Kurvengetrieben durch filternde Eingriffsglieder, în „Maschinenbautechnik", nr. 1, 1968.

[5] *Rothbart, H.:* Cams, John Wiley Z Sons Inc. N.Y.

[6] *Derndinger, H., O.:* Untersuchunger über des dynamische Verhalten der Ventile an Verbrennungsmotoren, în „MTZ", nr. 7, 1961.

[7] *Kuo, B.:* Sisteme cu eşantionare, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1970.

[8] *Mateescu, A.:* Analiza şi sinteza circuitelor electrice, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1972.

[9] *Jaeger, J., C., Newstead G. H.:* Introducere în teoria transformării Laplace cu aplicaţii în tehnică, Ed. Tehnică, Bucureşti, 1971.

[10] *Biswas, R. N. S.:* Optimum Synthesis of a Class of Multiple, Loops Feedback Systems, în „I.E.E.E. Transactions on Circuit Theory", vol. CT 18, nr. 6., nov. 1971.

[11] * * *: I.B.M., S.P.L. — III.

CZ : 621.979.82.001.2

Studiul teoretic şi experimental al dinamicii unei prese pneumatice cu mecanism de amplificare plan

Dr. doc. ing. Gheorghe **SILAŞ**, conf. dr. H. J. **KLEPP**, şef lucr. dr. ing. Doina **DRĂGULESCU**, cerc. princ. ing. Titus **CIOARĂ**, şef lucr. ing. Arke **MARCUS** — Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

Introducere

Comportarea, în exploatare a utilajelor este o problemă importantă în construcţia de maşini, întrucît eficacitatea şi fiabilitatea unui utilaj sau agregat industrial se reflectă în calitatea producţiei obţinute. O atenţie deosebită se acordă predicţiei şi verificării caracteristicilor de funcţionare.

La prese pneumatice o caracteristică de funcţionare importantă este funcţia de transfer H, rezultată din relaţia dintre presiunea p în circuitul pneumatic şi forţa de lucru $F (F = H p)$. Această funcţie de transfer H se poate determina prin calcul, ţinînd seama de parametrii constructivi ai utilajului şi randamentul subansamblelor, care intră în componenţa sistemului. După ce utilajul a fost realizat, această funcţie de transfer se poate determina şi experimental.

În prezenta lucrare se determină funcţia de transfer pentru o presă pneumatică care are trei poziţii de lucru indicate în figura 1.

Măsurătorile s-au efectuat în domeniul presiunii de regim, precum și în regimul tranzitoriu.

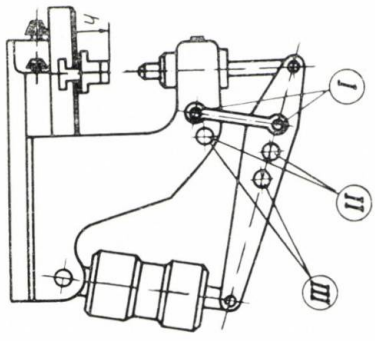


Fig. 1 Pozițiile de lucru I, II și III ale presei pneumatice.

Funcția de transfer în domeniul presiunii nominale

Schema cinematică a presei pneumatice este reprezentată în figura 2. Parametrii constanți sînt : l_1, l_2, l_3, l_4, l_5, d_1, d_2, d_3, d_4. În funcție de poziția de lucru a presei, constantele d_1, d_2, d_3, l_2, și l_3 au diferite valori.

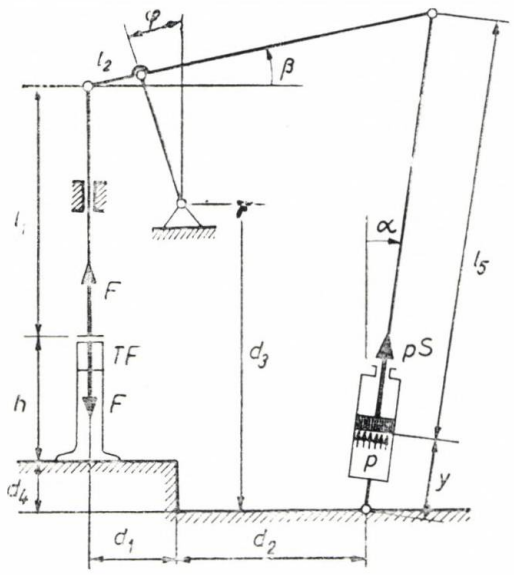


Fig. 2 Schema cinematică a presei pneumatice.

Mărimea de intrare este presiunea p din circuitul pneumatic, care realizează forța pS ce acționează asupra pistonului. Aici S este aria secțiunii transversale a pistonului.

Pe masa de lucru a presei este așezat un corp cu înălțimea h, asupra căruia acționează forța de lucru F, care reprezintă mărimea de ieșire. În funcție de valorile lui h, care poate fi considerat parametrul variabil al sistemului, se modifică α, β, φ și y.

Între parametrii presei există următoarele relații de legătură :

$$d_1 = l_2 \cos\beta + l_4 \sin\varphi ; \tag{1}$$

$$d_3 + l_4 \cos\varphi = d_4 + h + l_1 + l_2 \sin\beta ;$$

$$(l_5 + y)\cos\alpha = d_4 + h + l_1 + (l_2 + l_3)\sin\beta ;$$

$$(l_5 + y)\sin\alpha = -d_1 - d_2 + (l_2 + l_3)\cos\beta .$$

Pentru determinarea funcției de transfer H (presiune-forță) se ține seama de randamentul presei definit prin $\eta = \dfrac{\delta L_{rp}}{\delta L_m}$, unde $\delta L_m = pS\delta y$ este lucrul mecanic motor și $\delta L_{rp} = F(-\delta h)$ este lucrul mecanic al rezistenței productive [1]. Rezultă :

$$F = \eta S\left(-\frac{\delta y}{\delta h}\right)p \tag{2}$$

Din relațiile de legătură dintre parametrii (1), se deduce că :

$$-l_2 \sin\beta\delta\beta + l_4 \cos\varphi\delta\varphi = 0$$

$$-l_4 \sin\varphi\delta\varphi = \delta h + l_2 \cos\beta\delta\beta$$

$$\delta y \cdot \cos\alpha - (l_5 + y)\sin\alpha\delta\alpha = \delta h + (l_2 + l_3)\cos\beta \cdot \delta\beta$$

$$\delta y \cdot \sin\alpha + (l_5 + y)\cos\alpha\delta\alpha = -(l_2 + l_3)\sin\beta\delta\beta$$

Din acest sistem se determină $\dfrac{\delta y}{\delta h}$, care înlocuit în (2) conduce la :

$$F = \eta S\left[\frac{(l_2 + l_3)\cos(\alpha + \beta)\cos\varphi}{l_2\cos(\beta - \varphi)} - \cos\alpha\right]p - Hp \tag{3}$$

De aici se obține :

$$H = \eta S\left[\frac{(l_2 + l_3)\cos(\alpha + \beta)\cos\varphi}{l_2\cos(\beta - \varphi)} - \cos\alpha\right] = \frac{F}{p} \tag{4}$$

Funcția de transfer H în unități S.I., pentru diferite valori ale parametrului h este reprezentată pentru cele trei poziții de lucru PI, PII și PIII ale presei în figura 3 (liniile continue groase), considerînd pentru $\eta = 0{,}78$, valoare indicată de producătorul presei.

Studiul experimental în domeniul presiunii nominale

Funcția de transfer se poate determina experimental prin măsurarea presiunii și forței. În circuitul pneumatic a fost introdus un traductor de presiune și pe masa de lucru s-a

așezat un traductor de forță. Ambii traductori au fost realizați cu timbre tensometrice [2].

Înregistrarea simultană a presiunii și a forței, pentru diferite valori ale lui h, în diferitele poziții de lucru ale presei, a permis cal-

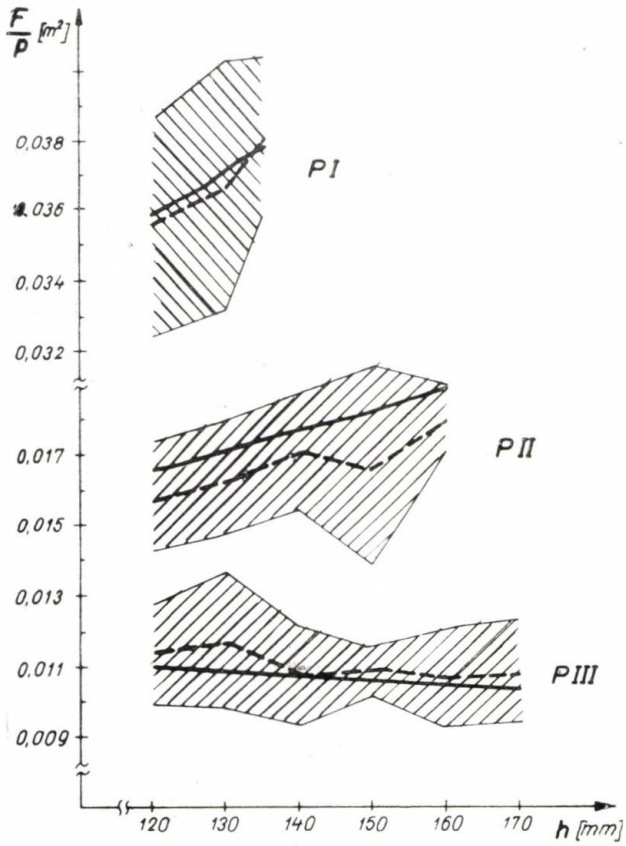


Fig. 3 Funcția de transfer $H = \frac{F}{p}$ pentru cele trei poziții de lucru ale presei în funcție de înălțimea h.

culul valorilor funcției de transfer corespunzătoare. Valorile măsurate pentru F și p pot fi folosite și pentru determinarea experimentală a randamentului cu ajutorul formulei :

$$\eta_1 = \frac{F}{p \cdot S} \cdot \frac{l_2 \cos(\beta - \varphi)}{(l_2 + l_3)\cos(\alpha + \beta)\cos\varphi - l_2 \cos(\beta - \varphi)\cos\alpha}$$

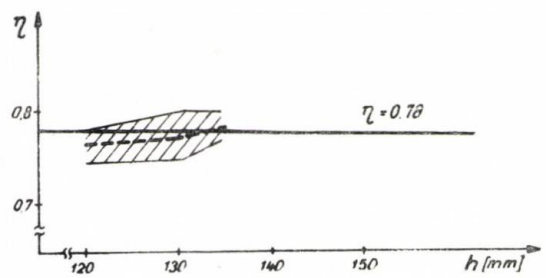


Fig. 4 a Randamentul presei în funcție de înălțimea h pentru poziția de lucru I.

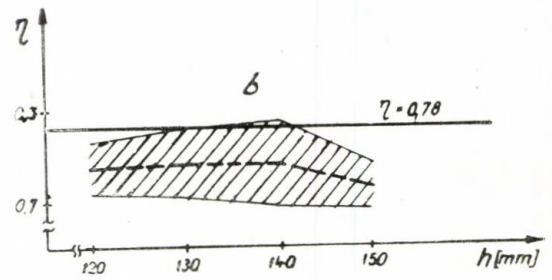


Fig. 4 b Randamentul presei în funcție de înălțimea h pentru poziția de lucru II.

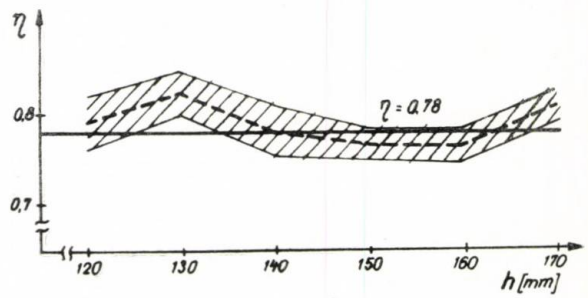


Fig. 4 c Randamentul presei în funcție de înălțimea h pentru poziția de lucru III.

Întrucît rezultatele măsurătorilor au prezentat dispersii, s-a impus prelucrarea lor în scopul caracterizării domeniului de valori experimentale prin mediile aritmetice și intervalele lor de confidență [3].

În figura 3 sînt reprezentate valorile medii (cu linii întrerupte) și intervalele lor de confidență, pentru o încredere de 95%, pentru funcția de transfer în cele trei poziții de lucru ale presei (domeniile hașurate). În figurile 4 a, b, c, sînt reprezentate valorile medii (cu linie întreruptă) și intervalele lor de confidență, pentru o încredere de 95% a randamentului în cele trei poziții de lucru ale presei.

Funcția de transfer în regimul tranzitoriu

Fiecare operație de presare începe cu creșterea presiunii din circuitul pneumatic de la valoarea zero indicată de manometru, la valoarea presiunii nominale. Creșterea presiunii în cilindrul de acționare are ca urmare deplasarea axului port sculă pînă cînd scula ajunge în contact cu obiectul de prelucrat. În continuare, creșterea presiunii duce la creșterea forței de lucru. Factorul de transfer forță-presiune determinat în paragrafele precedente se referă la situația cînd presiunea în circuitul pneumatic este cea nominală. Factorul de transfer forță-presiune în regimul tranzitoriu, adică atunci cînd presiunea crește de la valoarea zero la cea nominală, nu coincide cu cel corespunzător presiunii nominale. Pentru a putea explica variația factorului de transfer

forță-presiune în regimul tranzitoriu, se ține seama de faptul că presa este formată din elemente care au și proprietăți elastice, precum și de faptul că obiectul de prelucrat suferă deformații în timpul procesului de presare. Prin urmare, regimul tranzitoriu se caracterizează printr-o variație a parametrilor geometrici ai presei. De la o anumită valoare a presiunii presa nu se mai deformează, astfel încît într-un anumit domeniu de presiune, factorul de transfer va fi constant. Acesta este domeniul liniar al factorului de transfer.

Analizînd solicitarea părților componente ale presei s-a constatat că parametrul care se modifică în decursul unei operații de presare, datorită elasticității structurii, este h. Variația lui h are ca urmare și modificarea parametrilor unghiulari, care determină poziția de lucru a presei.

Variația parametrului h în timpul unui proces de presare depinde de forța de lucru, deci de presiune în circuitul pneumatic. Pentru a putea determina variația factorului de transfer H cu presiunea, se ține seama de faptul că :

$$\frac{dh}{dp} < 0 ,$$

deoarece creșterea presiunii micșorează valoarea parametrului h.

Această variație este :

$$\frac{dH}{dp} = \frac{dH}{dh}\frac{dh}{dp} \tag{5}$$

Efectuînd calculele în (4) se obține : (6)

$$dH = -\frac{\eta_1 s}{l_2 \cos^2(\beta - \varphi)}\{(l_2 + l_3)[\cos\varphi \sin(\alpha + \varphi)d\beta + \cos(\alpha + \beta)\sin\beta d\varphi] + \cos(\beta - \varphi)[l_2 \sin\beta \cos(\alpha + \varphi) + l_3 \sin(\alpha + \beta)\cos\varphi]d\alpha\}$$

unde :

$$d\alpha = \frac{l_2 \sin\beta \sin\varphi - l_3 \cos\beta \cos\varphi}{l_2 \cos(\beta - \varphi)[d_1 + d_2 - (l_2 + l_3)\cos\beta]} dh \tag{7}$$

$$d\beta = -\frac{\cos\varphi}{l_2 \cos(\beta - \varphi)} dh \quad \text{și}$$

$$d\varphi = -\frac{\sin\beta}{l_4 \cos(\beta - \varphi)} dh$$

În funcție de poziția de lucru a presei, precum și de valoarea inițială a parametrului h, se pot calcula cu (6) valorile lui $\frac{dH}{dh}$. Ținînd seama de rezultatele prezentate în figura 3, rezultă că, în poziția de lucru I, $\frac{dH}{dh} > 0$. Urmează că în această poziție $\frac{dH}{dh} > 0$ deci funcția de transfer forța-presiune descrește în domeniul neliniar.

În poziția de lucru II, $\frac{dH}{dh} > 0$, astfel încît și în această poziție funcție de trasfer descrește în regimul tranzitoriu.

În poziția de lucru III, $\frac{dH}{dh} > 0$. Astfel funcția de transfer în domeniul neliniar este o funcție crescătoare.

Studiul experimental al regimului tranzitoriu

Înregistrarea continuă a presiunii în circuitul pneumatic și a forței de lucru, pe durata regimului tranzitoriu, permite determinarea variației funcției de transfer forță-presiune cu creșterea presiunii. Viteza de creștere a presiunii în circuitul pneumatic s-a păstrat constantă.

În figura 5 sînt reprezentate valorile funcției de transfer în diferitele poziții de lucru ale presei (poziția I, $h = 125$ mm ; poziția II, $h = 120$ mm ; poziția III, $h = 140$ mm) în funcție de presiunea din circuitul pneumatic. În

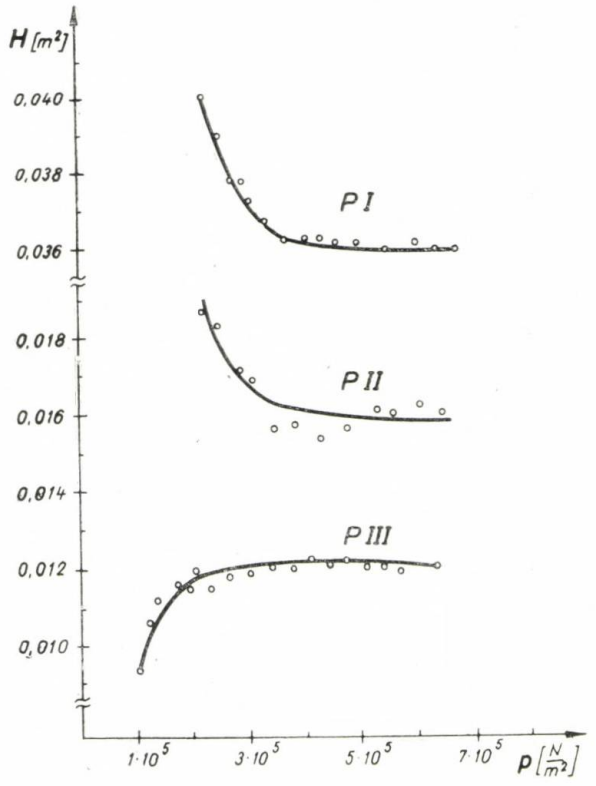


Fig. 5 Funcția de transfer a presei pneumatice în diferitele poziții de lucru, (P. I, $h = 125$ mm ; P. II, $h = 120$ mm ; P. III, $h = 140$ mm) în funcție de presiunea din circuitul pneumatic.

domeniul neliniar se observă descreşterea funcţiei de transfer pentru poziţiile de lucru I şi II, precum creşterea acestei funcţii pentru poziţia de lucru III. Aceste variaţii sînt în concordanţă cu cele prezentate în paragraful precedent.

Concluzii

S-au determinat teoretic şi experimental funcţia de transfer : presiunea în circuitul pneumatic — forţa de lucru pentru o presă pneumatică în regimul tranzitoriu, precum şi în domeniul presiunii de regim.

S-a obţinut o concordanţă bună între valorile teoretice şi cele experimentale pentru domeniul presiunii de regim, cele teoretice încadrîndu-se în intervalul de confidenţă al celor experimentale, pentru o încredere de 95% (fig. 3).

S-a determinat experimental randamentul presei pentru cele trei poziţii de lucru în funcţie de h şi s-a constatat o încadrare bună a randamentului indicat de producător (fig. 4 a, b, c).

Pentru regimul tranzitoriu de funcţionare a presei s-a stabilit variaţia funcţiei de transfer cu presiunea din circuitul pneumatic stabilindu-se sensul de variaţie a funcţiei de transfer în domeniul ei neliniar, pentru diferitele poziţii de lucru ale presei. Studiul experimental al regimului tranzitoriu a condus la rezultate în concordanţă cu cele teoretice, atît în ceea ce priveşte variaţia funcţiei de transfer în domeniul ei neliniar, cît şi relativ la existenţa unui domeniu liniar al dependenţei funcţiei de transfer de presiune din circuitul pneumatic (fig. 5).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Manolescu, N., Kovacs, Fr., Orănescu, A.:* Teoria mecanismelor şi a maşinilor, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti.

[2] *Vaughan, J.:* Application of B&K Equipment to Strain Measurement Brüel & Kjaer, Naerum, 26—28.

[3] *Korn, G. A., Korn, T. M.:* Mathematical Handbook for Scientists and Engineers, Mc. Graw — Hill Book Company, Inc, New York, Toronto, London.

CZ : 621.979 : 531.1

Asigurarea preciziei cinematice a preselor de vulcanizat camere de aer

Dr. ing. Păun **ANTONESCU**, dr. ing. Mihai **DRANGA**, dr. ing. Iosif **TEMPEA** — Institutul Politehnic Bucureşti

Introducere

La închiderea şi deschiderea preselor de vulcanizat camere de aer [1, 2], elementul condus 5, de care se fixează matriţa superioară M_s trebuie să aibă o mişcare de translaţie rectiliniară pe direcţia axei de simetrie a matriţei inferioare M_i (fig. 1). Această precizie cinematică [3] este impusă de procesul tehnologic de vulcanizare, pentru evitarea interferenţei celor două matriţe. Dacă matriţa inferioară este aşezată în plan orizontal, se va realiza coborîrea şi ridicarea matriţei superioare pe direcţia verticală, mişcarea fiind comandată de o camă rotativă 1' fixată de arborele conducător 1. Precizia cinematică la închiderea şi deschiderea presei de vulcanizat se asigură prin proiectarea corespunzătoare a profilului camei de acţionare.

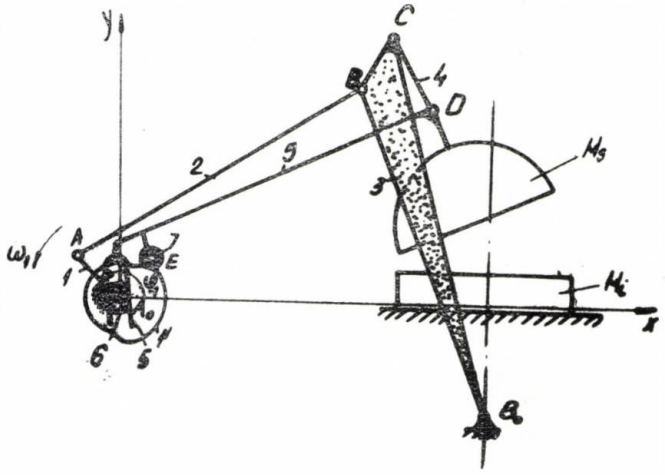


Fig. 1 Schema cinematică a piesei de vulcanizat camere de aer de 55".

Deducerea legii de mişcare a camei pentru asigurarea preciziei cinematice

Urmărind schema cinematică a mecanismului presei de vulcanizat se constată că acesta este realizat prin amplificarea patrulaterului articulat A_0ABB_0 cu o triadă [3] a cărui element central 5 are o mişcare plană de rototranslaţie. Acţionarea elementului 5, şi implicit a matriţei M_s, se obţine de la arborele conducător 1, fie direct prin cama 1', fie indirect prin biela 2, balansierul 3 şi bieleta 4.

În prima fază a mişcării de ridicare, elementul 5 poate translata pe direcţia verticală dacă :

— poziţia iniţială a ghidajului (5, 6) este verticală ;

— prima parte a profilului camei 1' corespunde unei legi de mişcare a tachetului translant (5), mişcare imprimată acestuia de patrulaterul articulat prin bara 4.

Pe tot timpul translației elementului 5, punctele D și E vor avea aceeași deplasare pe verticală după aceeași lege de mișcare :

$$S_D = S_E = S(\varphi_1)$$

Legea de mișcare $S_D = S(\varphi_1)$ se poate determina grafic [1] sau analitic, în care scop se proiectează relația vectorială (fig. 2) :

$$\overline{A_0A} + \overline{AB} = \overline{A_0A'_0} + \overline{A'_0B_0} + \overline{B_0B} \qquad (1)$$

pe axele de coordonate A_0xy obținîndu-se :

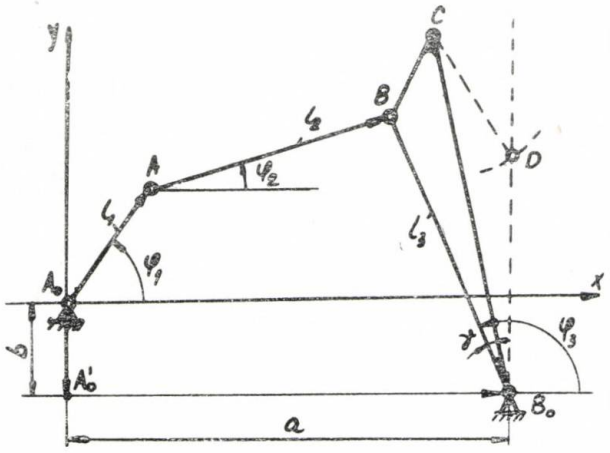


Fig 2 Schemă cinematică explicativă pentru deducerea legii de mișcare a matriței (s_D) în funcție de unghiul φ_1

$$\begin{aligned} l_1 \cos\varphi_1 + l_2 \cos\varphi_2 &= a + l_3 \cos \\ l_1 \sin\varphi_1 + l_2 \sin\varphi_1 &= -b + l_3 \sin \end{aligned} \qquad (2)$$

Din aceste relații se elimină φ_2 și rezultă :

$$f(\varphi_1,\varphi_3) = l_1^2 - l_2^2 + l_3^2 + a^2 + b^2 - 2al_1\cos\varphi_1 + 2bl_1\sin\varphi_1 + 2l_3(a - l_1\cos\varphi_1)\cos\varphi_3 - 2l_3(b + l_1\sin\varphi_1)\sin\varphi_3 = 0 \qquad (3)$$

Dacă se înlocuiește în (3) $\sin\varphi_3$ și $\cos\varphi_3$ prin $\operatorname{tg}\frac{\varphi_3}{2} = u$ se obține :

$$f(\varphi_1,u) = (l_1^2 - l_2^2 + l_3^2 + a^2 + b^2 - 2al_1\cos\varphi_1 + 2bl_1\sin\varphi_1 - 2al_3 + 2l_1l_4\cos\varphi_1)u_2 - 4l_3(b + l_1\sin\varphi_1)u + (l_1^2 - l_2^2 + l_3^2 + a^2 + b^2 - 2al_1\cos\varphi_1 + 2bl_1\sin\varphi_1 + 2al_3 - 2l_1l_3\cos\varphi_1) = 0 \qquad (4)$$

Prin rezolvarea ecuației algebrice (4), care este de gradul 2 în u, rezultă :

$$u = \operatorname{tg}\frac{\varphi_3}{2} \text{ și deci } \varphi_3 = 2\operatorname{arc\,tg}\, u = f(\varphi_1)$$

Cunoscînd $\varphi_3 = f(\varphi_1)$ se pot calcula, pentru orice poziție a manivelei 1, coordonatele x_c y_c ale articulației din C cu ajutorul relațiilor :

$$x_c = a + l_{BoC}\cos(\varphi_3 - \gamma)$$
$$y_c = -b + l_{BoC}\sin(\varphi_3 - \gamma)$$

sau, înlocuind $\operatorname{tg}\frac{\varphi_3}{2} = u$, soluția convenabilă a ecuației (4), rezultă :

$$x_c = a + l_{BoC}\left(\frac{1-u^2}{1+u^2}\cos\gamma + \frac{2u}{1+u^2}\sin\gamma\right)$$

$$y_c = -b + l_{BoC}\left(\frac{2u}{1+u^2}\cos\gamma - \frac{1-u^2}{1+u^2}\sin\gamma\right)$$

unde $\gamma = \sphericalangle BB_0C = \text{const.}$

La începutul mișcării punctul D trebuie să se deplaseze pe verticala punctului B_0, deci poziția acestuia se determină, în această fază, la intersecția dreptei $x = a$ cu cercul cu centrul în C și raza l_{DC} :

$$(x - x_c)^2 + (y - y_c)^2 = l_{DC}^2 \qquad (6)$$

Înlocuind în (6) $x = a$, rezultă legea de deplasare a punctului D pe verticală :

$$y_D = y_c - \sqrt{l_{DC}^2 - (a - x_c)^2} = y_D^0 + s_D \qquad (7)$$

unde x_c, y_c sînt date de expresiile (5') ; iar $y_D^0 = B_0C - l_{DC}$.

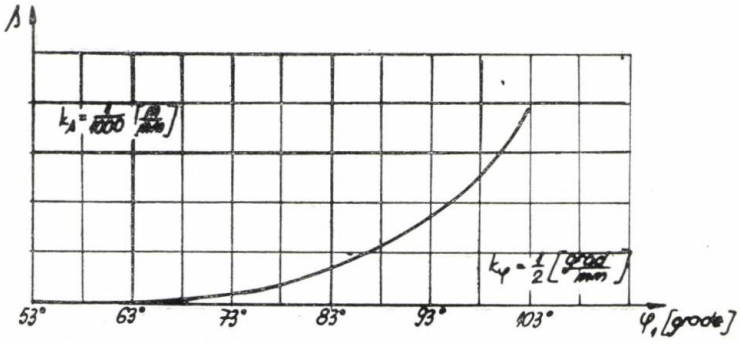


Fig. 3 Diagrama de variație a deplasării matriței (s_D) în funcție de unghiul φ_1

Pentru presa de vulcanizat camere de aer de 55", proiectată și realizată de întreprinderea de anvelope Victoria — Ploiești, s-a determinat legea de mișcare $S_D = S(\varphi_1)$ cu ajutorul relațiilor (4) (5), (7) pe baza următoarelor date :

$$l_1 = 340 \text{ mm} ; \quad l_2 = 970 \text{ mm} ; \quad l_3 = 1720 \text{ mm}$$

$$a = 924 \text{ mm} ; \quad b = 669 \text{ mm} ; \quad \gamma = 4^\circ ; \quad \varphi_{10} = 53^\circ$$

Pentru unghiul de manivelă φ_1 s-a considerat un pas $\Delta\varphi = 5^\circ$ astfel că, pentru o poziție oarecare, unghiul manivelei este $\varphi_{1k} = \varphi_{10} + k\Delta\varphi$ în care $k = 0, 1, 2, \ldots, 10$.

Valorile obținute pentru funcția $s(\varphi_1)$, prin metoda grafică și analitică [5] sînt trecute în tabelul 1.

Urmărind graficul funcției $s(\varphi_1)$, redat în figura 3, se constată faptul favorabil că așezarea și ridicarea matriței superioare pe și de pe matrița inferioară se realizează foarte lin.

Proiectarea profilului camei și verificarea unghiului de presiune

Impunînd raza cercului de bază ($R_0' = 119{,}2$ mm) a profilului echidistant (Γ_e), precum și excentricitatea tachetului ($e = 60$ mm) se determină poziția inițială E_0 a punctului E (fig. 4) dată de ordonata :

$$y_0 = \sqrt{R_0'^2 - e^2} = 103 \text{ mm}$$

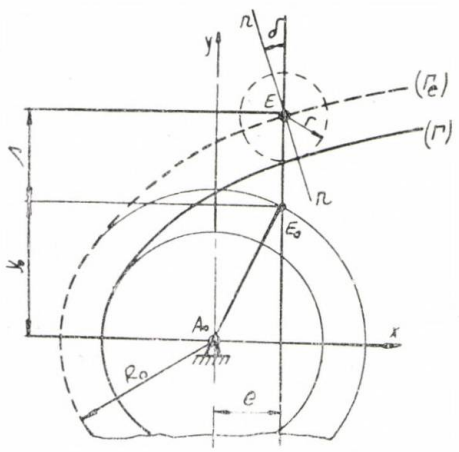


Fig. 4 Parametrii geometrici și funcționali ai camei rotative plane.

Dacă se imprimă mecanismului camă-tachet o rotație cu $(-\omega_1)$ ghidajul Δ_5, tangent cercului de rază e, va ocupa poziții succesive (fig. 5) corespunzătoare diviziunilor alese pentru unghiul de ridicare $\varphi_1 \in [55, 103]$ și redate în tabelul 1.

Cunoscînd pozițiile necesare ale tachetului, date de deplasarea s (tabelul 1), se construiește, prin puncte, profilul echidistant (Γ_e) (fig. 5), după care se trasează și profilul real (Γ) alegîndu-se în prealabil raza rolei ($r = 41$ mm).

Mișcarea elementului 5 a fost deci asimilată, în prima fază, cu cea a unui tachet trans-

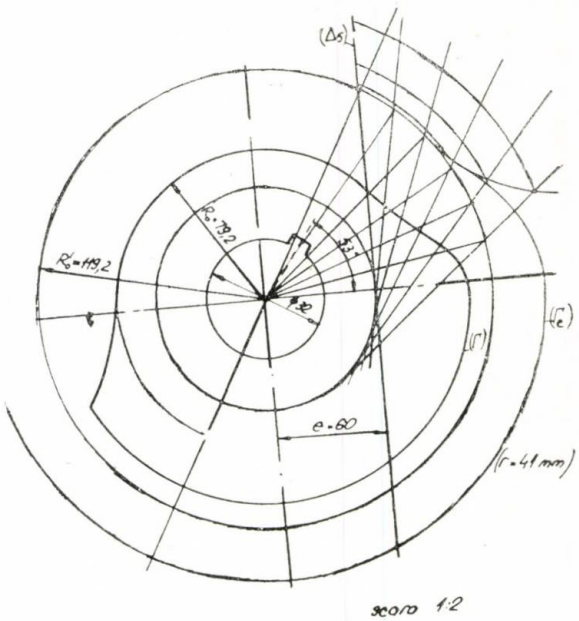


Fig. 5 Construirea prin puncte a profilului echidistant (Γ_e) și a profilului real (Γ) pentru realizarea translației rectiliniare a matriței.

lant (cu excentricitatea e) astfel că unghiul de presiune δ dintre camă și tachet se poate calcula cu relația [3] :

$$\operatorname{tg}\delta = \frac{\dfrac{ds}{d\varphi} - e}{y_0 + S}, \tag{8}$$

în care : $y_0 = \sqrt{R_0'^2 - e^2}$

Evaluînd numeric derivata $ds/d\varphi$ în fiecare din pozițiile considerate în diagrama $s(\varphi_1)$, s-a calculat pentru fiecare poziție unghiul de presiune, ale cărui valori sînt trecute în tabelul 1.

Se cunoaște că, pentru evitarea blocării și pentru asigurarea unei funcționări corespunzătoare, unghiul δ trebuie să fie mai mic decît o anumită valoare critică δ_{cr} care depinde de caracteristicile geometro-cinematice și dinamice ale mecanismului [6].

Pentru determinarea lui δ_{cr}, se izolează elementul 5 cu toate forțele, inclusiv reacțiunile din cuple (fig. 6).

Pentru simplificarea relațiilor s-au considerat următoarele ipoteze :

Tabelul 1

Poz.	φ_1 [°]	S [mm]	$\frac{ds}{d\varphi}$ [mm]	$y_0 + S$ [mm]	$\frac{ds}{d\varphi} - e$ [mm]	tg δ	δ
0	53	0	0,11459	103	—59,88544	—0,58141	—30°10'
1	58	0,02	0,63024	103,02	—59,36976	—0,57629	—30°
2	63	0,11	2,52096	103,11	—57,47763	—0,55744	—29°10'
3	68	0,46	7,21914	103,46	—52,78086	—0,51015	—27
4	73	1,37	16,67277	104,37	—43,32723	—0,41513	—22
5	78	3,37	27,44419	106,37	—32,55581	—0,30606	—17°
6	83	6,16	42,28499	109,16	—17,71501	—0,16228	—9°10'
7	88	10,75	64,172348	113,75	4,17234	0,03667	2°10'
8	93	17,36	88,98183	120,36	28,98183	0,24079	13°30'
9	98	26,28	119,11992	129,28	59,11992	0,45730	24°40'
10	103	38,15	136,02246	141,15	76,02246	0,53859	28°20'

— forţele de inerţie se neglijează deoarece presa are o mişcare lentă ;

— reacţiunea R_{45} este orientată pe direcţia barei CD, întrucît centrul de greutate al elementului 4 este aproape de articulaţia din C ;

— frecările din articulaţii se neglijează considerîndu-se numai frecarea de lunecare din cupla de translaţie (5, 6).

Din cele trei ecuaţii de echilibru ale elementului 5 :

$$\Sigma X = R_{65} - R_{15} \sin \delta - R_{45} \sin \alpha = 0 \tag{9}$$

$$\Sigma Y = R_{15} \cos \delta + R_{45} \cos \alpha - \mu R_{65} - G_5 = 0$$

$$\Sigma M_{A_0} = R_{15} h_{15} + R_{45} h_{45} - G_5 h_5 - \mu R_{65} h'_{65} = 0$$

se explicitează reacţiunea R_{15} :

$$R_{15} = \frac{h_5(\cos \alpha - \mu \sin \alpha) - h_{15}}{h_{15}(\cos \alpha - \mu \sin \alpha) - h_{45}(\cos \delta - \mu \sin \delta)} G_5, \tag{10}$$

unde s-a considerat : $\mu R_{65} h'_{65} \approx 0$.

Pentru menţinerea contactului dintre camă şi rolă este necesar ca reacţiunea R_{15} dată de (10) să nu-şi schimbe semnul ($R_{15} < 0$).

Întrucît în domeniul de lucru al presei $h_{15} < h_5 (\cos \alpha - \sin \alpha)$, condiţia $R_{15} > 0$ este îndeplinită cînd numitorul din formula (10) este pozitiv :

$$h_{15}(\cos \alpha - \mu \sin \alpha) - h_{45}(\cos \delta - \mu \sin \delta) > 0 \tag{11}$$

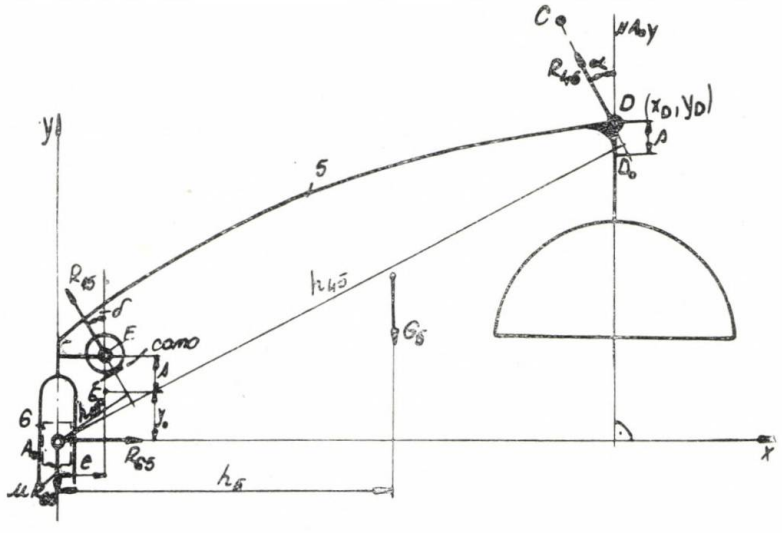


Fig. 6 Echilibrul static al elementului central 5 de care este solidarizată matriţa superioară.

Dacă în (11) se înlocuiesc h_{45} și h_{15} în funcție de x_D, y_D, y_0, s și e se obține relația :

$$\operatorname{tg}\delta < \frac{x_D + y_D \operatorname{tg}\alpha - e(1 - \mu \operatorname{tg}\alpha)}{\mu(x_D + y_D \operatorname{tg}\alpha) + (y_0 + S)(1 - \mu \operatorname{tg}\alpha)} \tag{12}$$

sau, neglijînd termenii $e\mu\operatorname{tg}\alpha$ și $s\mu\operatorname{tg}\alpha$, relația (12) devine :

$$\operatorname{tg}\delta < \frac{x_D + y_D \operatorname{tg}\alpha - e}{\mu(x_D + y_D \operatorname{tg}\alpha + y_0 \operatorname{tg}\alpha) + y_0 + S} \tag{12'}$$

Deoarece interesează pentru δ_{cr} valoarea minimă și observînd din (12') că unghiul δ este funcție de două variabile (s, α) se va determina o margine inferioară δ^*_{cr} dată de relația :

$$\operatorname{tg}\delta^*_{cr} = \frac{x_D - e}{\mu(x_D + y_D \operatorname{tg}\alpha_{max} + y_0 \operatorname{tg}\alpha_{max}) + y_0 + S_{max}} \tag{13}$$

Înlocuind în (13) $\alpha_{max} = 37°$ (în poziția deschisă a presei), $\mu = 0{,}15$ [3], $x_D = a = 924$ mm; $e = 60$ mm; $y_D = 678$ mm ; $y_0 = 103$ mm ; $s_{max} = 38{,}5$ mm, se găsește pentru δ^*_{cr} valoarea :

$$\delta_{cr} = 65°$$

Urmărind valorile efective ale unghiului de presiune prezentate în tabelul 1, se constată că acestea sînt mult sub valoarea critică, deci cama proiectată, în condițiile menționate, poate funcționa fără pericol de blocare, asigurînd precizia cinematică a presei de vulcanizat în fazele de închidere și deschiderea matriței.

Proiectarea camei fixe pentru realizarea cinematic-exactă a translației rectilinii a matriței superioare

Cama fixă (fig. 7) constă dintr-un ghidaj dublu pe o porțiune rectiliniară verticală și un ghidaj simplu pe o porțiune circulară, putînd fi ușor adaptată la presele existente de vulcanizat camere de aer. La proiectarea camei fixe se are în vedere în primul rînd construirea ghidajului rectiliniar care permite, prin intermediul schemei cinematice existente, realizarea mișcării rectiliniare a matriței superioare la închiderea și deschiderea presei.

În legătură cu utilitatea proiectării unei came fixe se subliniază faptul că, chiar dacă se proiectează o camă mobilă (fig. 5) corespunzător acestei condiții cinematice, în realitate aceasta nu poate realiza în mod riguros mișcarea de translație rectiliniară cerută, datorită uzurii camei, a jocurilor din articulații, precum și datorită maselor dezechilibrate ale coarbei (elementul 5).

Soluția propusă, pentru realizarea deplasării translante, riguros rectiliniare, a matriței superioare pe o porțiune h_D impusă (fig. 7), a fost înaintată beneficiarului în vederea îmbunătățirii proiectului de execuție a preselor de 55" [1].

În ghidajul fix (fig. 7) este condusă o rolă 7', montată pe același ax cu rola 7 și avînd un diametru mai mic decît aceasta.

De observat că ghidajul rectiliniar introduce o supraconstrîngere în mecanismul de acționare al presei, ceea ce conduce la o nedeterminare în calculul cinetostatic [1].

În cazul concret al presei de 55" etapele de lucru în proiectarea camei fixe sînt următoarele (fig. 8) :

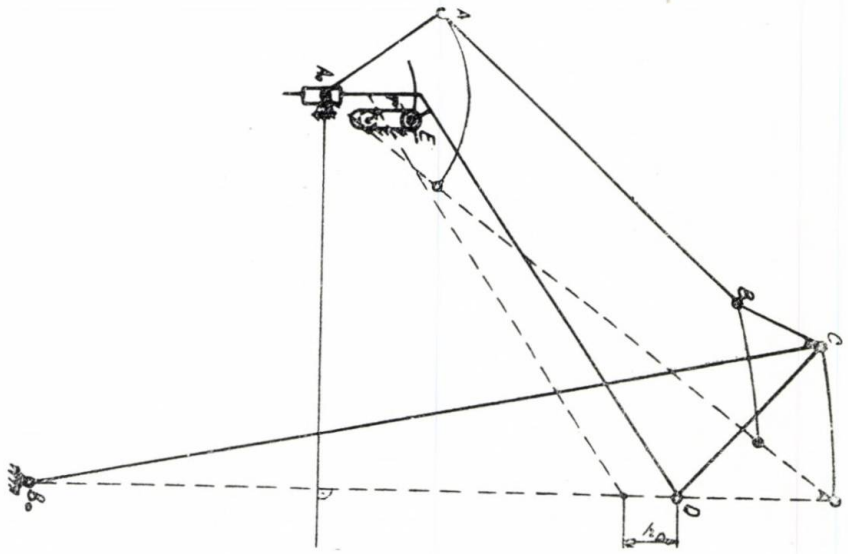


Fig. 7 Noua schemă cinematică a presei de vulcanizat camere de aer, prevăzută cu o camă fixă.

— se consideră poziția inferioară a axei 0_7 a rolei 7 și cunoscînd raza acesteia (R_7) se determină punctul T_7 și raza minimă (R_{min}) a cercului de bază al camei mobile : $R_{0\,in} = 0_1T_7 = 0_1\,0_7 - R_7$;

— cercul cu centrul în 0_7 și rază R_7, $< R_7$ stabilește lățimea ghidajului fix egal cu $2R_7$, ;

— se măsoară pe direcție verticală segmentul $0_70'_7 = h_D$ impus (de exemplu $h_D = 100$ mm) ; se notează cu T'_7, punctul de tangență dintre rola 7' și ghidaj în poziția $0'_7$;

— se intersectează în punctul $0''_7$ direcția $0_1T'_7$, cu cercul de rază R_7, și centrul în T'_7 ;

— cercul de rază 0_1T_7, și centrul 0_1 se materializează ca ghidaj circular fix pe care va rezema rola 7' ;

— construind cercul de rază R_7 cu centrul în $0''_7$ rezultă pe direcția $0_10''_7$, punctul T''_7 de racordare a profilului de ridicare al camei mobile 1' cu cercul de vîrf al acesteia a cărui rază este $R_{max} = 0_1T''_7 = 0_10''_7 - R_7$.

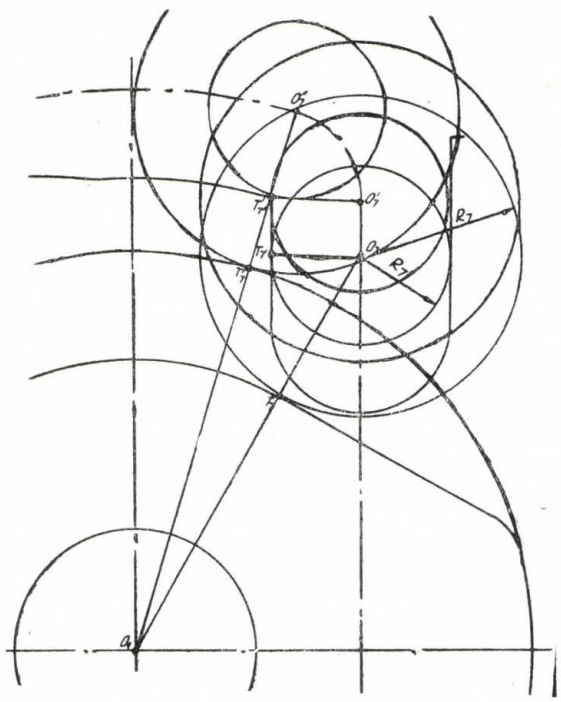


Fig. 8 Construirea profilului camei fixe pentru asigurarea preciziei cinematice a preselor de vulcanizat camere de aer de 55".

Concluzii

În cazul preselor de vulcanizat se poate asigura precizia cinematică prin determinarea legii de mișcare a camei de antrenare, ținînd seama de schema cinematică a mecanismului presei și de condiția impusă matriței superioare de deplasare rectiliniară la începutul mișcării de deschidere, respectiv sfîrșitul mișcării de închidere.

Proiectarea camei în funcție de legea de mișcare astfel impusă se dovedește a fi eficientă, profilul camei putînd fi aproximat cu un segment de dreaptă și două arce de cerc, ceea ce conduce la ușurarea trasării acestuia.

Verificarea unghiului de presiune maximă la cama proiectată ($\delta_{max} = 35$), care este mult sub valoarea marginii inferioare determinate ($\delta_{cr} = 66$), arată că și din acest punct de vedere cama se comportă foarte bine.

Pentru realizarea cinematic-exactă a translației rectiliniare a matriței superioare, pe o distanță impusă, s-a găsit o soluție ușor de adaptat la presele de vulcanizat existente care constă în proiectarea unei came fixe care să ghideze o rolă montată pe același ax cu rola camei mobile.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Antonescu, P., Dranga, M., Tempea, I.:* Studii și cercetări grafo-analitice pentru proiectarea mecanismelor preselor de vulcanizat, Contact de cercetare, Cat. Mecanisme, IPB, 1974.

[2] *Dranga, M., Manolescu, N. I.:* Analiza răspunsului dinamic al unor mecanisme complexe, utilizînd calculul matriceal. Simpozionul de Mecanisme și transmisii mecanice, Reșița, 1976.

[3] *Manolescu, N. I., Kovacs, Fr., Orănescu, A.:* Teoria mecanismelor și a mașinilor. E.D.P., București, 1972.

[4] *Manolescu, N. I., și alții:* Manualul inginerului mecanic, vol. III, Mecanisme, Organe de mașini, Dinamica mașinilor, E.T. București, 1976.

[5] *Pelecudi, Chr., Sava I. L.:* Legile generale ale mecanismelor cu came, St. cerc. mec. apl., 4 (1966).

[5] *Rothbart, G. A.:* Cams, Design, Dinamics and Accuracy, New-York, Mc. Graw-Hill, 1956.

CZ : 621.834.001.2

Contribuții la studiul melcilor cilindrici riglați cu ajutorul calculatorului Felix — C-256

Dr. ing. Ioan **BUCȘA** — Centrala industrială de electronică și tehnică de calcul — M.I.C.M.

Introducere

Lucrarea de față își propune să clarifice unele aspecte ale geometriei melcilor cilindrici riglați. Relațiile matematice sînt aplicate pe calculatorul Felix C-256. Ca urmare a rezultatelor din calcule se prezintă profilele paralele pentru patru tipuri de melci riglați (*ZA*, *ZE*, *ZN1* și convulut de prima speță) pentru parametrii $Q = 8, 10, 12$ și $Z1 = 1, 3, 5$.

Ecuațiile generale ale suprafețelor elicoidale ale flancurilor melcilor cilindrici

În cazul general, se consideră curba generatoare (*C*) definită sub formă parametrică de vectorul ;

$$\bar{r}_0 = \bar{r}_0(u), \qquad (1)$$

cu proiecțiile :

$$\left.\begin{aligned} x_0 &= x_0(u) \\ y_0 &= y_0(u) \\ z_0 &= z_0(u) \end{aligned}\right\}, \qquad (2)$$

în care u este parametrul independent al curbei generatoare.

Generarea geometrică a flancului melcului se realizează prin transformarea coordonatelor din sistemul de referință S_0 cu axele de coordonate x_0, y_0, z_0 — legat de curba (C), în sistemul de referință S_1 cu axele x_1, y_1, z_1 — legat de melc, folosind în acest scop matricea :

$$T_{10} = \begin{Vmatrix} \cos v & 0 & \sin v & 0 \\ 0 & 1 & 0 & hv \\ -\sin v & 0 & \cos v & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{Vmatrix}. \qquad (3)$$

Ținînd seama de relațiile (2) și (3), ecuațiile flancurilor melcului vor fi :

$$\left.\begin{aligned} x_1 &= x_0(u)\cos v + z_0(u)\sin v \\ y_1 &= y_0(u) + hv \\ z_1 &= -x_0(u)\sin v + z_0(u)\cos v \end{aligned}\right\}. \qquad (4)$$

Ecuațiile (4) definesc parametric suprafața elicoidală cilindrică în cazul general :

— pentru $h = f(v)$: suprafața elicoidală cu pas variabil ;

— pentru $h = \frac{P_e}{2} = \frac{Z_M m_a}{2}$: suprafața elicoidală cu pas constant cazul melcilor cilindrici normali.

Vectorul normal într-un punct curent al suprafeței (4) este definit de produsul vectorial :

$$\bar{n}_1 = \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial u} \times \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial v} = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{K} \\ \frac{\partial x_1}{\partial u} & \frac{\partial y_1}{\partial u} & \frac{\partial z_1}{\partial u} \\ \frac{\partial x_1}{\partial v} & \frac{\partial y_1}{\partial v_1} & \frac{\partial z_1}{\partial v} \end{vmatrix}. \qquad (5)$$

Ecuațiile suprafeței elicoidale a melcilor cilindrici

În cazul cînd curba generatoare (C) este o linie dreaptă, suprafața generată va fi o suprafață elicoidală riglată (fig. 1). Pentru determinarea ecuațiilor suprafeței elicoidale riglate, se definește mai întîi dreapta generatoare (d) legată de sistemul de referință S_0 (fig. 2), impunînd următoarele restricții :

— dreapta (d) este tangentă la un cilindru de rază $r = |\triangle|$ și cu axa $0_0 y_0$, denumit cilindru director ;

— axa $0_0 z_0$ coincide cu axa de simetrie a plinului dintelui melcului în curs de generare.

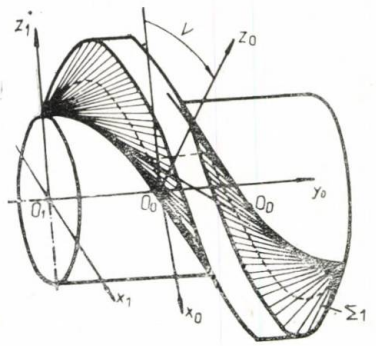


Fig. 1 Melc riglat suprafața Σ (este un elicoid cilindric riglat).

Pornind de la aceste restricții se consideră un punct curent M situat pe dreapta genera-

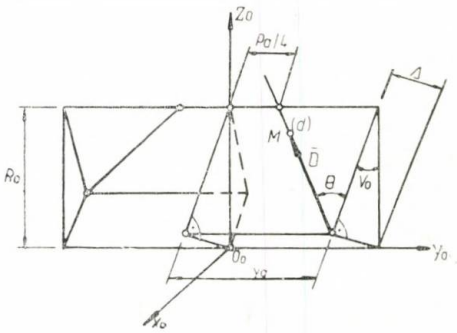


Fig. 2 Dreapta generatoare (d) legată de sistemul generator $S_0(x_0 y_0 z_0)$ Axa $o_0 z_0$ coincide cu axa de simetrie a plinului.

toare (d) și se scriu coordonatele acestuia în sistemul de referință $S_0\,(0_0\, x_0\, y_0\, z_0)$:

$$\left.\begin{aligned} x &= \triangle \cos v_0 - D\cos\theta \sin v_0 \\ y_0 &= y - D\sin\theta \\ z_0 &= \triangle \sin v_0 + D\cos\theta\cos v_0 \end{aligned}\right\}; \qquad (6)$$

în care v_0 și y_a sînt constante determinate pe baza formulele :

$$y_a = \sqrt{R_0^2 - \triangle^2 \operatorname{tg}\theta} + \frac{P_a}{4}; \qquad (7)$$

$$v_0 = \operatorname{arc\,tg}\frac{\triangle}{R_0}, \qquad (8)$$

R_0 fiind raza cilindrului de referință al melcului :

$$R_0 = \frac{Q m_a}{2} \qquad (9)$$

Parametrul D reprezintă modulul vectorial D cu originea în punct de tangență al dreptei (d) cu cilindrul director, iar θ este unghiul de înclinare al dreptei generatoare (fig. 2).

Pentru a scrie ecuațiile suprafeței elicoidale riglate în sistemul de referință S_1 ($O_1x_1y_1z_1$), se utilizează matricea de transfer (3) obținîndu-se :

$$\left.\begin{aligned} x_1 &= \triangle \cos(v_0 - v) - D\cos\theta\cdot\sin(v_0 - v) \\ y_1 &= y_a - D\sin\theta + hv \\ z_1 &= \triangle \sin(v_0 - v) + D\cos\theta\cdot\cos(v_0 - v) \end{aligned}\right\}, \quad (10)$$

în care D și v sînt parametrii independenți.

Particularizînd în mod convenabil parametrul $\triangle$, ecuațiile (10) definesc tipurile de melci riglați așa cum sînt prezentați în tabelul 1.

Profilul melcului în secțiuni paralele, studiat cu ajutorul calculatorului electronic Felix C-256

Profilul melcului într-o secțiune paralelă cu axa rezultată din intersecția suprafeței

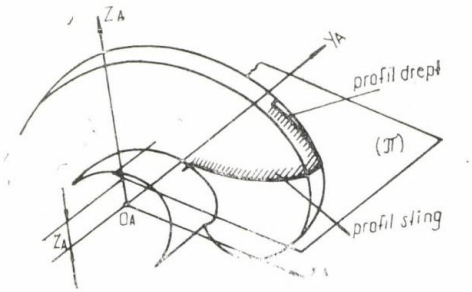


Fig. 3 Profilul melcului într-un plan paralel cu planul $X_a\ O_a\ y_a$.

elicoidale a spirei melcului cu un plan paralel cu axa $0_1\ y_1$ (fig. 3), avînd ecuația :

$$z_1 = z_A \quad (11)$$

Din relațiile (10) și (11) rezultă ecuațiile profilului melcului într-un plan paralel cu axa :

$$\left.\begin{aligned} x_1 &= r\cos(v_0 - v) - D\cdot\cos\theta\cdot\sin(v_0 - v) \\ y_1 &= y - D\cdot\sin\theta + hv \end{aligned}\right\}, \quad (12)$$

legătura dintre parametrii D și v fiind :

$$r\cdot\sin(v_0 - v) + D\cdot\cos\theta\cdot\cos(v_p - v) - z_A = 0. \quad (13)$$

În vederea efectuării calculelor pe mașină electronică de calcul numeric Felix C-256, s-a constituit organigrama de calcul din figura 4. La această organigramă se definesc următorii parametrii constanți :

— tipul melcului : ZA, ZE, $ZN1$ și convolut de prima speță ;
— parametrii constanți : R_0, θ, R_b, θ_b etc.

Formulele de calcul cuprinse în schema logică au fost în parte stabilite mai sus (6), (7), (8), (9), (12), celelalte preluîndu-se din lucrarea [2] :

— pentru melcii ZA :

$$\theta_b = \alpha_{on} = 20^\circ, \quad (14)$$

$$\triangle = 0 ;$$

— pentru melcii ZE :

$$\operatorname{tg}\theta_b = \frac{\sqrt{\sin^2\theta_o + \operatorname{tg}^2\alpha_{on}}}{\cos\theta_o}, \quad (15)$$

$$\triangle = M_a \frac{Z_M\cdot\cos\theta_o}{2\sqrt{\sin^2\theta_o + \operatorname{tg}^2\alpha_{on}}} ; \quad (16)$$

— pentru melcii convoluți :

$$\sin\theta_{dr} = \sin\alpha_{on}\cdot\cos\theta_o, \quad (17)$$

$$\triangle = m_a\left(Q \pm \frac{\pi}{2}\operatorname{arc\,tg}\alpha_{on}\cdot\cos\theta_o\right)\cdot \cdot\frac{\operatorname{tg}\alpha_{on}\sin\theta_o}{2\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2\alpha_{on}\sin^2\theta_o}} \quad (18)$$

TIPURI DE MELCI RIGLAȚI — Tabelul 1

Secțiunea normală pe axă	Tipul melcului	Δ	Simbol
Spirala arhimedică	Arhimedic	0	A
Evolventa buclată tangentă exterior la un cerc de rază Rdr	Convolut de prima speță	R_{dr}	C
Evolventa buclată tangentă interior la un cerc de rază Rdr	Convolut de speța a doua	$-R_{dr}$	ND sau NG
Evolventa normală	Evolventic	R_b	E

Programul de calcul a fost întocmit în limbajul FORTRAN.

Pentru a obține o imagine corespunzătoare asupra melcilor riglați calculele s-au efectuat pe o gamă de 64 de cazuri și anume :

— tipuri de melci : *ZA*, *ZE* și convulut pe prima speță ;
— $Z_m = 1, 3, 5$;
— $Q = 8, 10, 12,$

calculînd profilul în cîte două secțiuni paralele.

Algoritmul de calcul al programului principal adaptat pentru mașina electronică de calcul Felix C-256 este reprezentat în figura 4.

Programul principal de calcul reprezentat în această organigramă se împarte în patru zone principale :

Zona AB. Se introduc datele inițiale enumerate mai înainte și se realizează ciclizarea lor. În această zonă sînt cuprinse și instrucțiunile neexecutabile ale programului : blocul comun, declarații de tablouri, descriptor de zonă (formate) și cartelele „DATA".

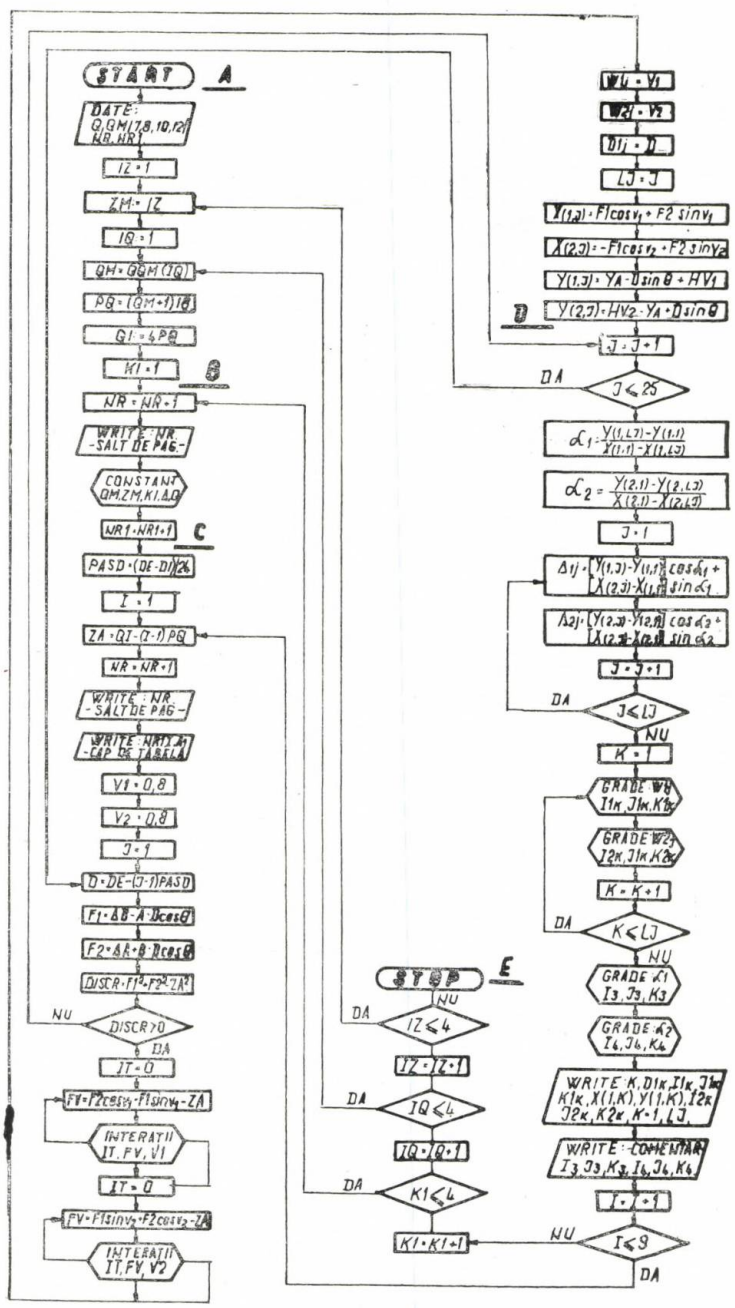


Fig. 4 Melc cilindric riglat — secțiuni paralele (program principal).

Zona BC. Realizează numerotarea paginației prin salt corespunzător, apelează subrutina CONSTANT și afișează parametrii derivați, constante ce caracterizează melcul considerat.

Zona CD. După efectuarea unui salt de pagină, parametrul v dintr-o secțiune, se determină prin aproximații succesive pentru fiecare valoare a parametrului z_a

Acest mod de calcul s-ar fi putut înlocui cu o relație polinominală de gradul doi, dacă relația (13) s-ar fi dezvoltat în funcție de sin v. Polinomul având rădăcini multiple s-a preferat determinarea soluției prin iterații, după ce în prealabil s-a testat existența acesteia. Pentru iterații s-a folosit o subrutină care rezolvă problema prin aproximări succesive cu ajutorul metodei tangentelor lui Newton.

Subrutina CONSTANT. La stabilirea subrutinei CONSTANT, s-a urmărit determinarea tuturor datelor constante legate de melcul ales. Conform figurii 5, subrutina CONSTANT funcționează pe baza variabilei *KR*, care definește tipul melcului după tabelele 2 și 3.

Pe baza programului prezentat s-au efectuat calculele pentru cele patru tipuri de melci riglați având parametrii : $Z_m = 1, 3, 5,$ și $Q = 8, 10, 12,$ în cîte trei secțiuni paralele cu

Selectorul KR

Tabelul 2

KR	Tipul melcului	Simbol
1	Arhimedic	A
2	Evolventic	E
3	Convolut speța — I	C
4	Convolut *ND*	*C — ND*
5	Convolut *NG*	*C — NG*

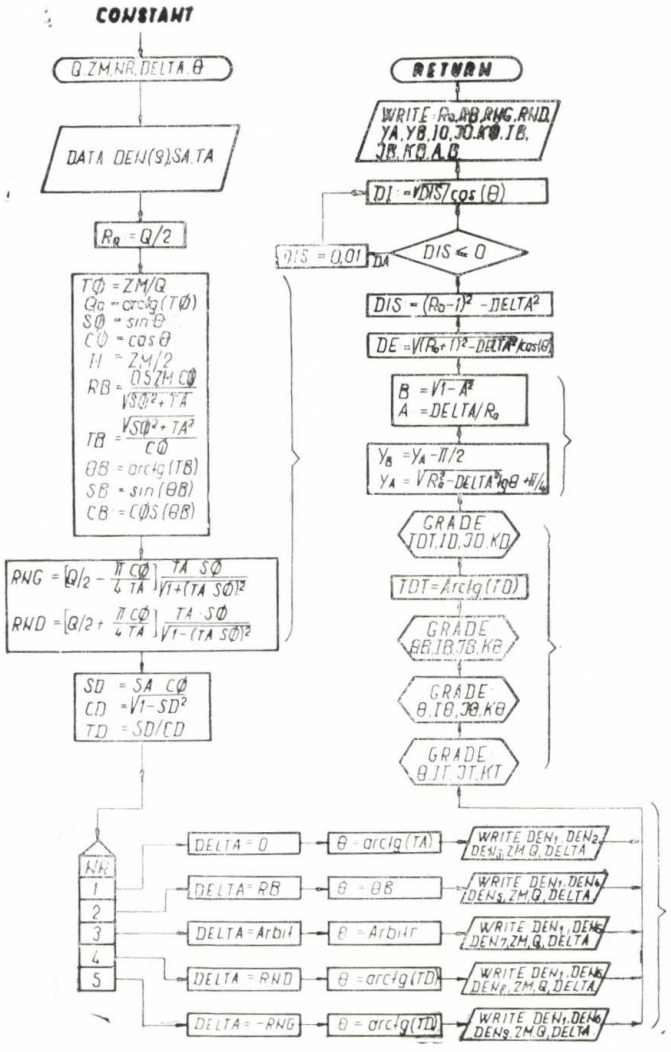


Fig. 5 Subrutina CONSTANT (definirea parametrilor constanți ai melcului riglat).

Parametrii fundamentali în funcție de KR

Tabelul 3

KR	Δ	θ	Simbol	Observații
1	*O*	$\alpha 0$	*A*	
2	*RB*	$0b$	*E*	
3	Arbitrar	Arbitrar	*C*	Se introduc prin parametrii formali Δ și θ
4	$-RND$	θ_{Dr}	$C-ND$	
5	$-RNG$	θ_{Dr}	$C-NG$	

axa melcului: o secțiune axială și două secțiuni simetrice față de axă corespunzătoare cu 0,9 din raza interioară a melcului.

Rezultatele s-au prezentat în figurile 6, 7, 8.

Concluzii

Analizînd aceste profiluri se desprind următoarele concluzii:

1. La melcii cu un început ($Z = 1$), la $Q = 8 \ldots 12$, profilul nu depinde sensibil de tipul de melc în nici o secțiune (fig. 6).

2. Cu creșterea numărului de începuturi crește diferența de profil dintre cele patru tipuri de melci în analiză. De exemplu pentru $Q = 8$ la $Z_1 = 5$, $\Delta \approx 0{,}1$ m, iar la $Z_1 = 7$, $\Delta \approx 0{,}2$ m, (m — modulul), figura 8.

3. Cu creșterea coeficientului diametral scade diferența de profil. Spre exemplificare se urmăresc figurile 7 și 8, de unde rezultă că diferența de profil scade de la $\Delta \approx 0{,}1$ m, penru $Q = 8$, la $\Delta \approx 0{,}05$ m pentru $Q = 12$.

4. Profilul melcilor ZE este convex în orice secțiune, numai în planul tangent la cilindrul de bază este linie dreaptă.

5. La melcii ZA profilul este convex în toate secțiunile dintr-o parte a axei și concav în secțiunile din cealaltă parte a anexei (vezi fig. 8).

6. La melcii convoluți de primă speță, profilul este convex în toate secțiunile dintr-o parte a planului tangent la cilindrul director și concav în secțiunile din cealaltă parte a acestui plan (vezi curbele cu linii punctate).

7. La melcii ZE cu $Z_M \geq 4$, $Q \leq 8$ și $Z_M \geq 7$, $Q \leq 12$, lungimea profilului utilizabil al dinților scade sub valoarea 2 m. De exemplu la $Z_M = 5$ și $Q = 8$, reducerea reprezintă circa 25% (figura 8).

8. În final se constată că, în cazul melcilor cilindrici riglați de diferite tipuri, cei mai des utilizați ($Z_M < 3$), nu există o deosebire geometrică remarcabilă. În consecință, alegerea tipului melcului trebuie făcută pe bază de considerente tehnologice.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bucșa, I.:* Contribuții la studiul angrenajelor melcate cilindrice riglate, la calculul geometric al sculelor de generare și la stabilirea influenței cuplului de materiale asupra limitelor de încărcare a acestor angrenaje. Teză de doctorat, Cluj, 1973.

[2] *Maroș, D., Killmann, V., Rohonyi, V.:* Angrenaje melcate. Editura tehnică, 1966.

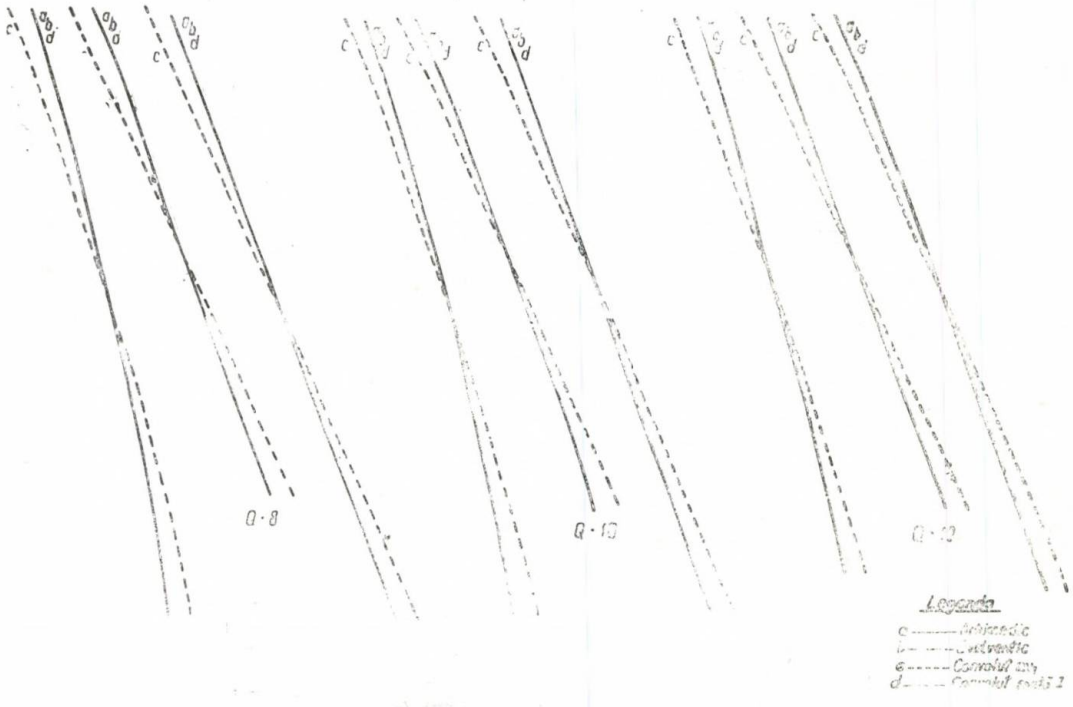


Fig. 6 Secțiuni paralele ale melcilor riglați, pentru $Z_1 = 1$, $Q = 8$, 10, 12.

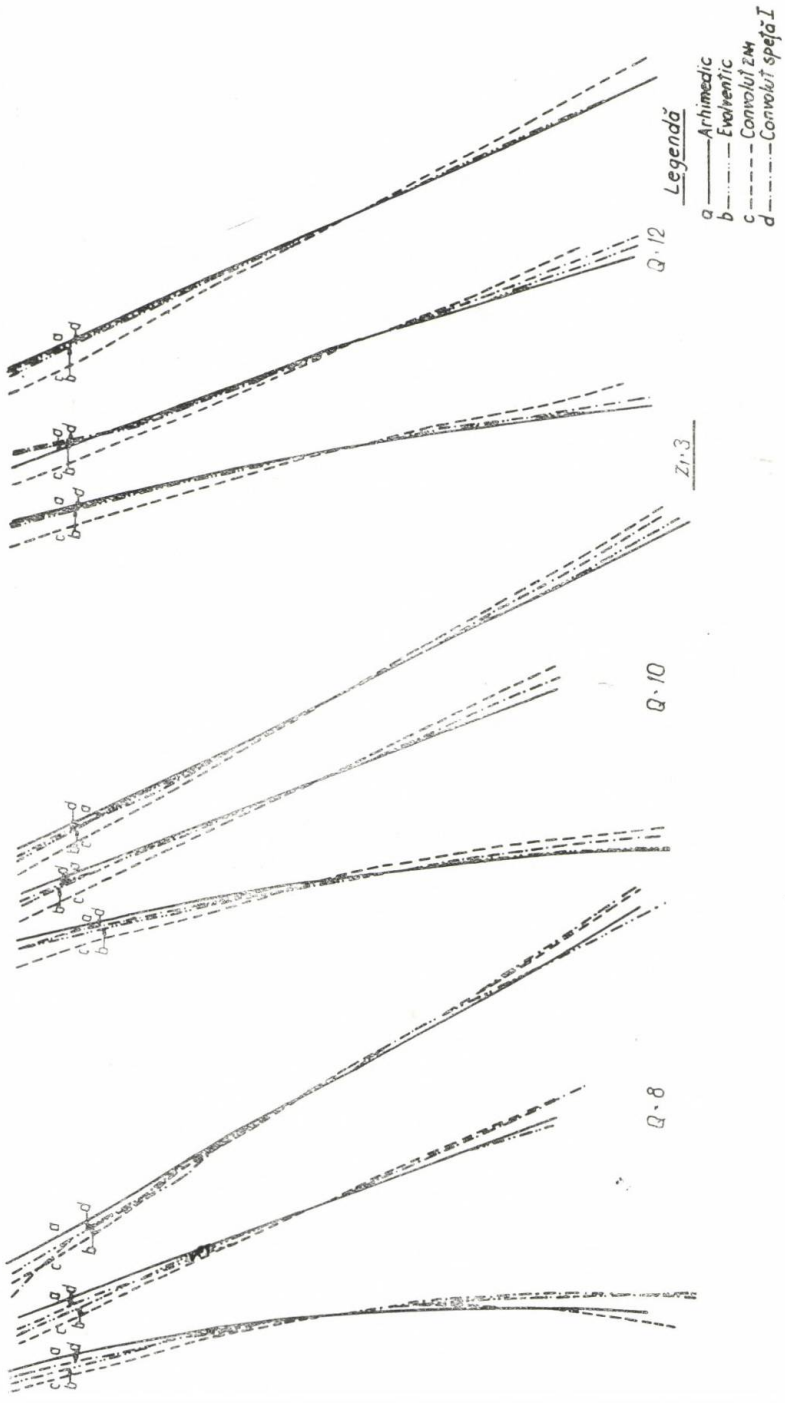


Fig. 7 Secțiuni paralele ale melcilor riglați, pentru $Z_1 = 3$, $Q = 8$, 10, 12.

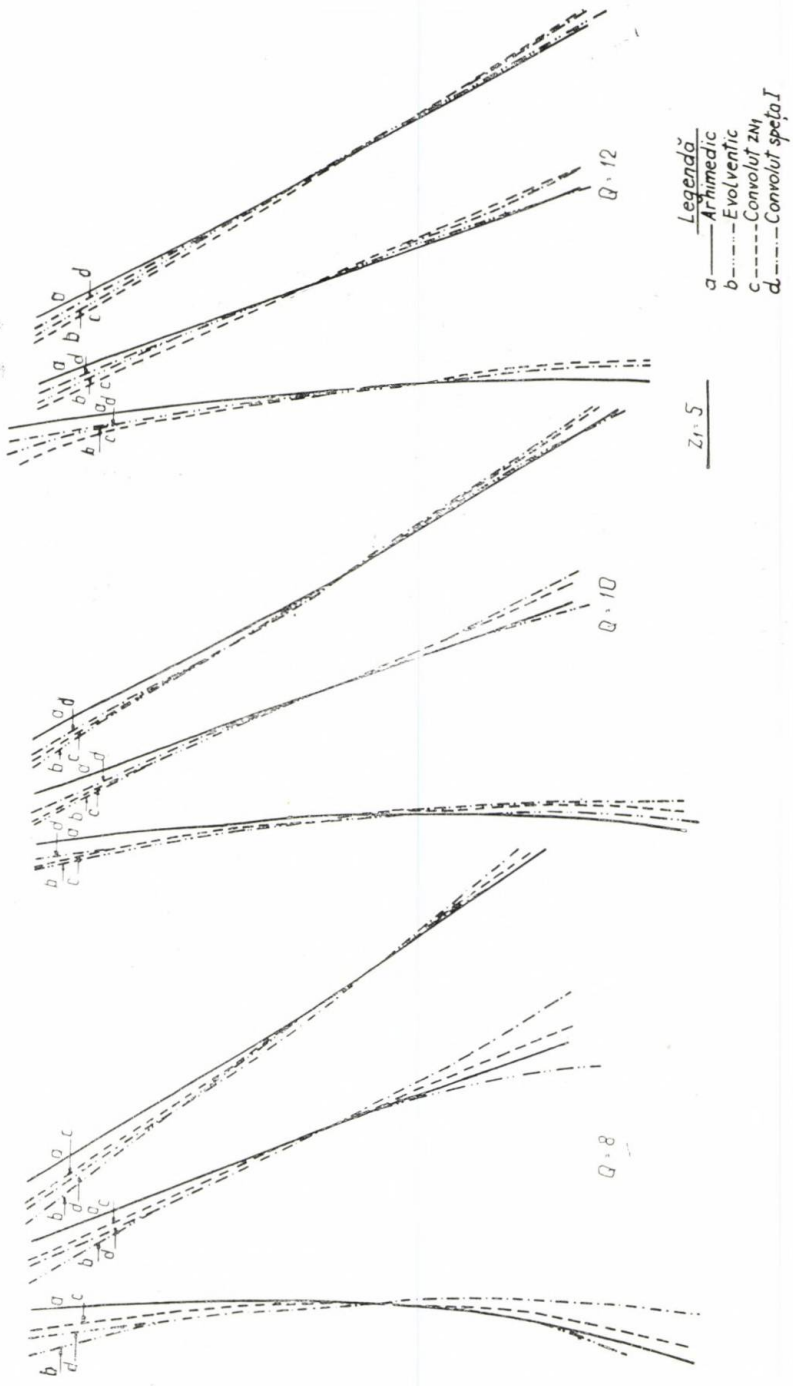


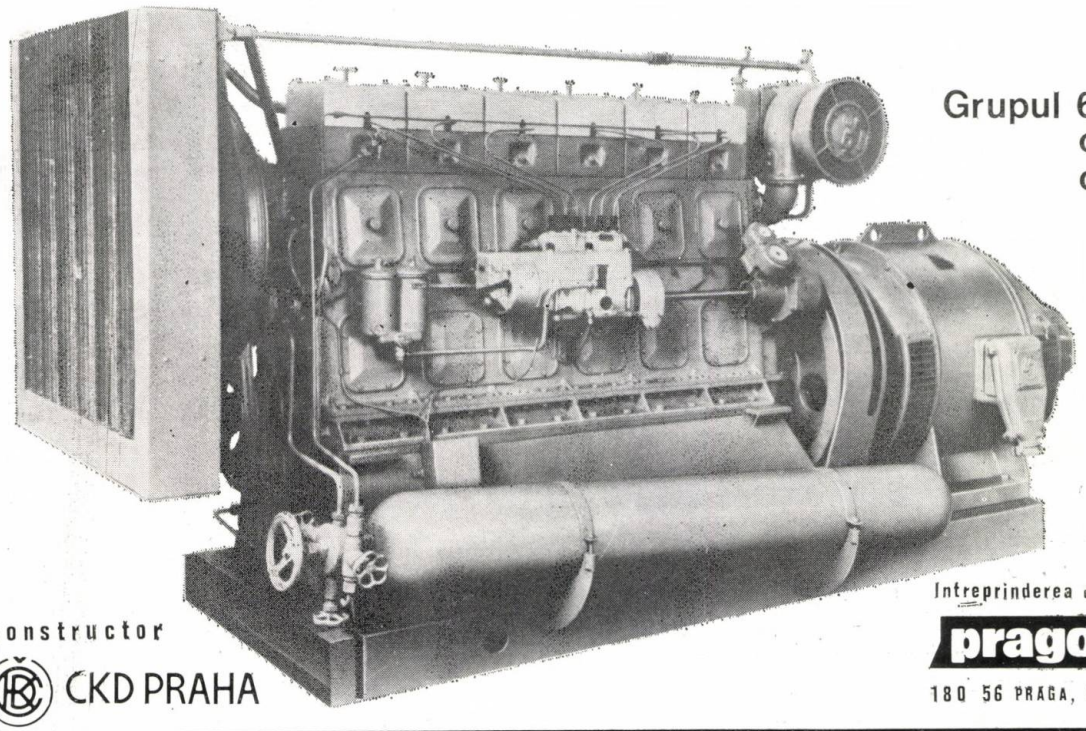
Fig. 8 Secțiuni paralele ale melcilor riglați pentru $Z_1 = 5$, $Q = 8$, 10, 12.

CENTRALE DIESEL ELECTRICE AUTOMATE DE 23 SI 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate.

Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz.



Grupul 6S 275 II PN cu o putere de 405 kVA

constructor

ČKD PRAHA

exportator

Intreprinderea de comerț exterior

pragoinvest

180 56 PRAGA, R.S.CEHOSLOVACA

publicom

REVISTA

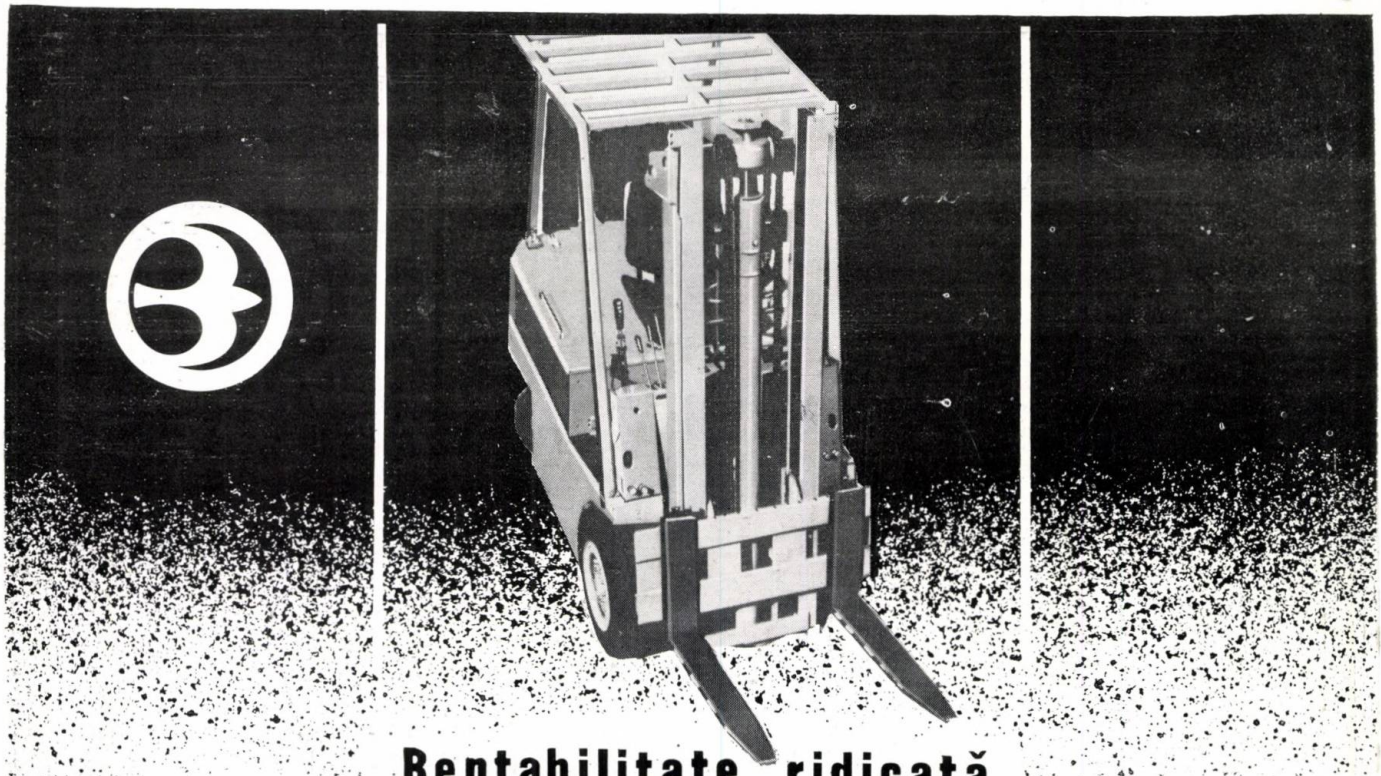
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCTIILOR DE MASINI

prezintă în paginile sale cele mai valoroase realizări ale cercetării și proiectării românești în următoarele domenii:

- MATERIALE NOI, ORGANE DE MASINI, PROTECTIA SUPRAFETELOR
- APARATE DE MASURA SI CONTROL, CALITATE, FIABILITATE
- ECHIPAMENTE PENTRU SUDARE, ECHIPAMENTE DE TURNATORIE
- ECHIPAMENTE ENERGETICE
- ECHIPAMENTE TEHNOLOGICE
- MIJLOACE DE TRANSPORT
- TRACTOARE SI MASINI AGRICOLE
- MASINI DE RIDICAT SI TRANSPORTAT
- PALETIZARE, CONTEINERIZARE, DEPOZITARE
- MASINI-UNELTE, PRELUCRARI LA CALD
- MECANICA FINA, OPTICA

RCM



Rentabilitate ridicată și fiabilitate în exploatare

sînt trăsături definitorii pentru

Electrocare, elevatoare și dispozitive de stivuit cu 4 roți

balkancar

Largă sferă de aplicare în întreprinderi industriale, depozite, porturi, aeroporturi etc. O maşină într-adevăr universală care poate lucra pe alei înguste şi este înzestrată cu o capacitate energetică ridicată.

- capacitate de încărcare: 1000, 1 250; 1 600; 2 000; 2 500; 3 000 kg.
- înălţimea de ridicare: 2 200; 2 500; 2 800; 3 300 şi 4 500 mm.

Posedă o construcţie compactă; se prezintă în mai multe versiuni diferite prin: capacitatea şi înălţimea de ridicare, echipamentul electric şi bandajul roţilor. Manevrabilitate exclusivă şi rază de bracare minimă.

Motor electric de tracţiune cuplat direct la puntea motoare care cuprinde o transmisie unghiulară şi un diferenţial cu semiosii flotante. Viteze ridicate de deplasare şi de ridicare. Grupuri de mare productivitate. O variantă este prevăzută cu variator electronic de viteză; este posibilă echiparea cu baterii de tracţiune cu pol pozitiv tubular. Acces uşor şi întreţinere simplă. Echipamente amovibile pentru manipularea încărcăturii diferenţiate din punct de vedere al tipului şi configuraţiei. Securitate deplină pentru conducător, maşină şi încărcătura transportată.

EXPORTATOR

balkancarimpex

1000 SOFIA, str. Alabin nr. 56

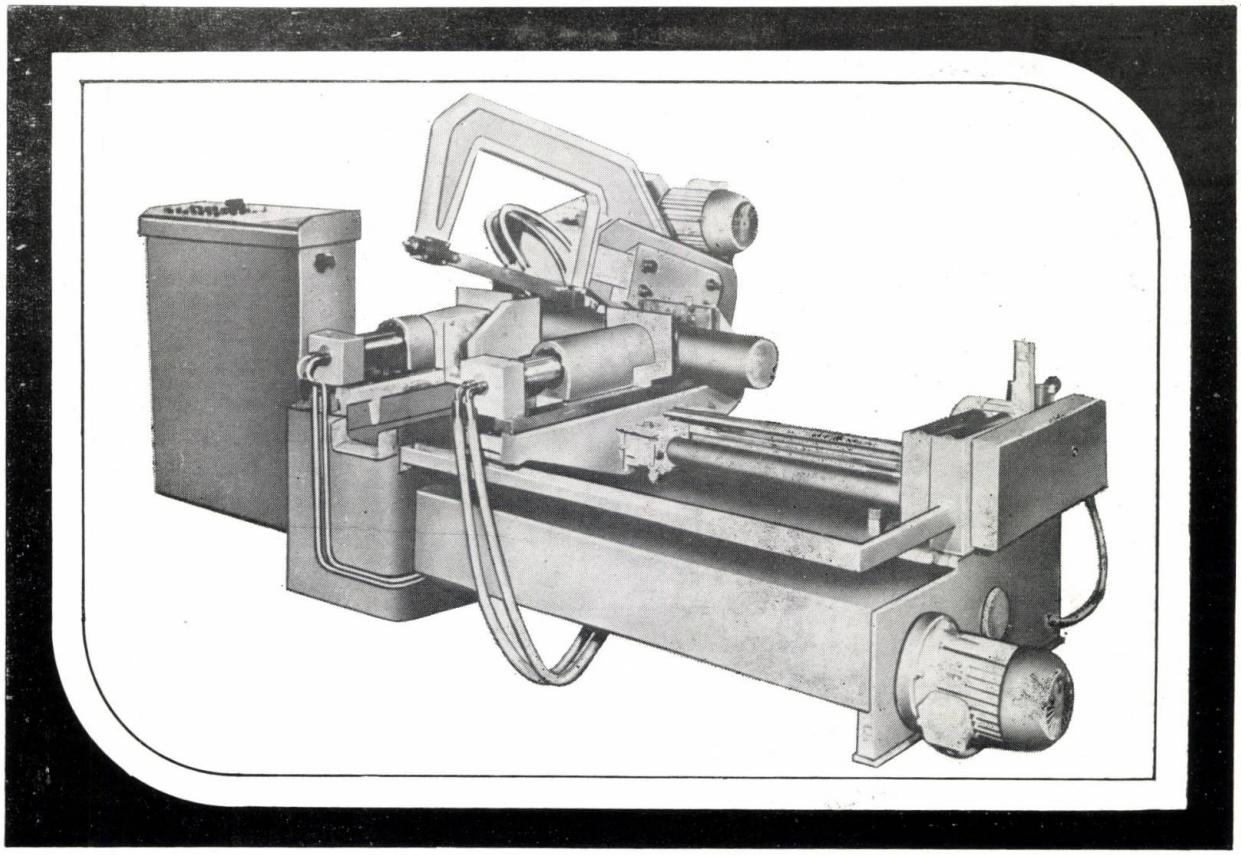
Telefon 88. 21. 22. Telex 022386

Telegrame: BALKANCARIMPEX Sofia

publicom

Ferăstrău automat de mare productivitate

ON 254



Gama de tăiere-diametru	**250 mm**
Gama de tăiere dreptunghiulară	**210×280 mm**
Viteza medie de tăiere	**10, 13, 16, 20, 26, 32**

- Instalaţia hidraulică prevăzută cu distribuţie optimă automată a efortului de avans pentru fiecare cursă de lucru, indiferent de dimensiunea, profilul şi duritatea materialului de prelucrat ;
- Ghidaje fără interstiţii ;
- 6 viteze de tăiere ;
- Cursă inversă accelerată ;
- Secţiune în formă arcuită ;
- Reglare progresivă într-o gamă largă a efortului de avans ;
- Ridicare hidraulică a uneltei la mersul în gol ;

BULGARIE

EXPORTATOR: VTO

MACHINOEXPORT

Sofia, str. Aksakov nr. 5.

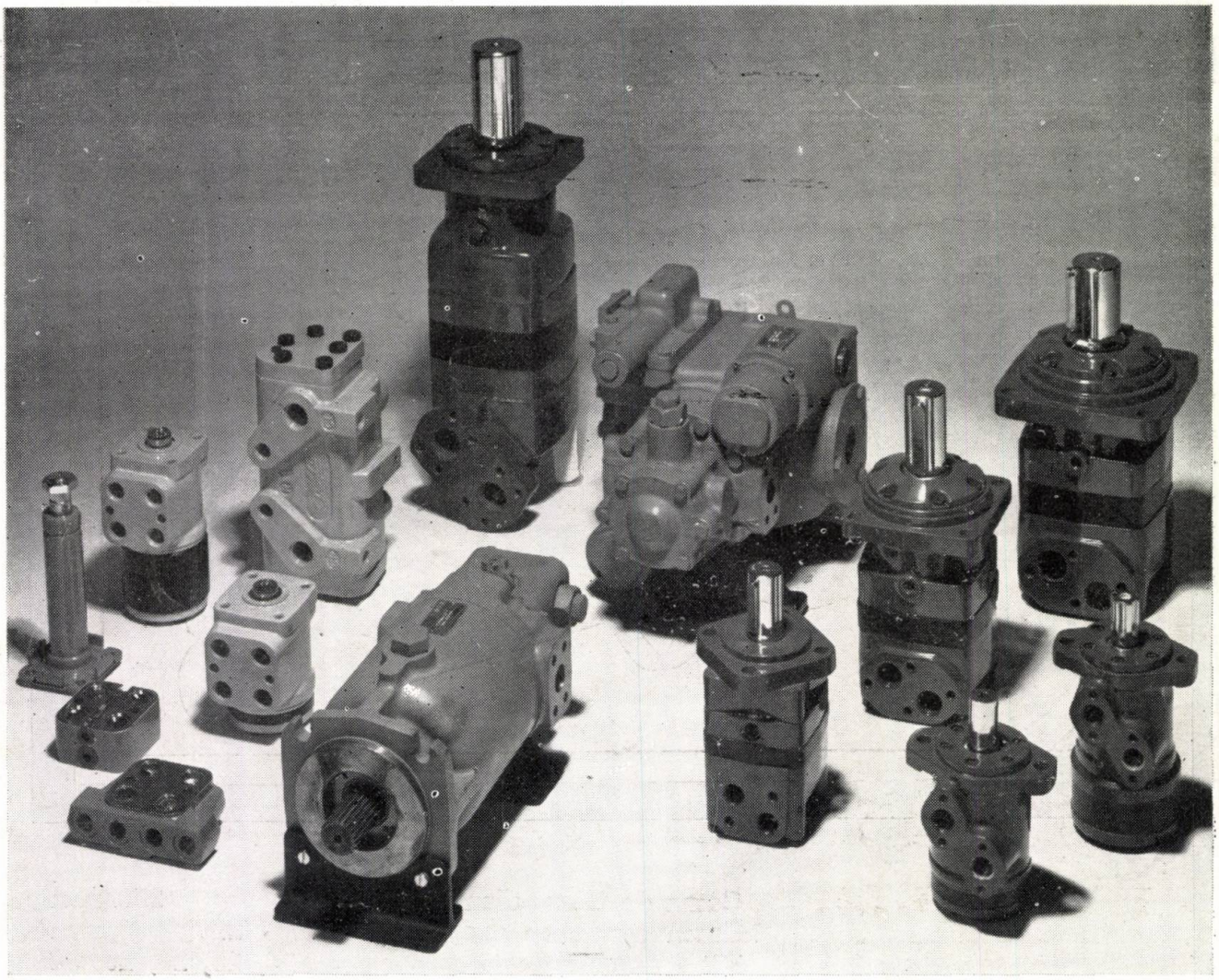
TEL. : 88.53.21

TELEX: 022-425

TELEGRAME: MASINOEXPORT - SOFIA

PUBLICOM

DANFOSS HYDRAULIK



UNITATI DE COMANDA HIDRAULICE

21 de refulări diferite între 50-2 000 cm^3/rot.

Printre diversele variante de funcționare și filete de racordare există peste 100 de unități de comandă pe care puteți să le alegeți.

Presiunea pînă la 175 bari
Utilizare: comanda slepurilor, a combinelor, a mașinilor de construcții, stivuitoare cu furcă.

MECANISME DE ACTIONARE HIDROSTATICE

Pompe și motoare cu piston axial în 5 mărimi avînd între 54 cm^3/rot și 125 cm^3/rot; mărimi de pînă la 480 cm^3/rot vor fi prezentate ulterior.
Presiune max. 250 bari kont., 420 bari int.
Moment max. 82 daNm (~ kpm)
Capacitate max. 235 kW
Utilizare: la circuite închise pentru acționarea vehiculelor cu viteză redusă și executarea mișcărilor de rotație cu un grad înalt de productivitate.

Firma Danfoss – cel mai mare producător de servomotoare pentru mișcări de întoarcere de scurtă durată și unități de comandă hidraulice.

SERVOMOTOARELE PENTRU MISCARI DE INTOARCERE DE SCURTA DURATA

Sînt executate conform principiului de motor ORBIT(R). Sînt peste 100 de tipuri în execuții diferite, avînd momente de la 0-230 daNm (~ kpm), turații de la 0-1 000 rot/min, capacitate de la 0-64 kW (87 CP) și presiune de pînă la 260 bari.
Utilizare: în toate domeniile industriei constructoare de mașini.

CUPON

Vă rugăm să ne trimiteți materiale de informare despre:

☐ motoare hidraulice;
☐ componente din mecanismul de comandă;
☐ acționări hidrostatice.

NUMELE _____
PROFESIA _____
FIRMA _____
ADRESA _____

Danfoss

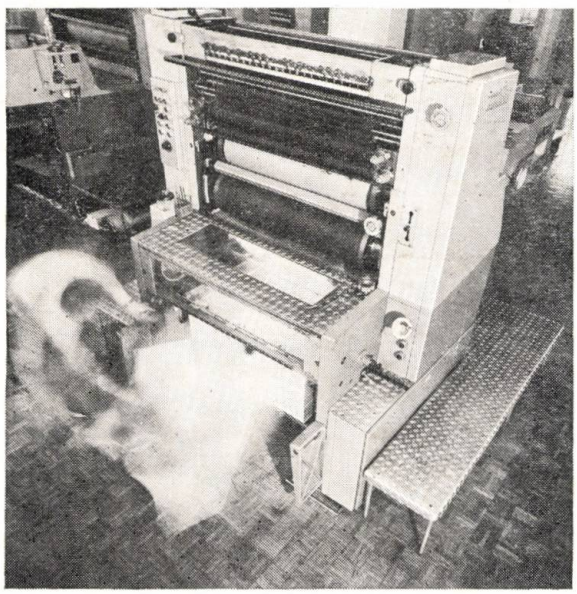
DANFOSS A/S
DK 6430 Nordborg
Dänemark

PUBLICOM

Rulmenţii de precizie Timken cu două rînduri de corpuri de rulare asigură tipărirea corectă în noua presă de tipar ofset Miller SC 36.

Pînă la 12.000 coli pe oră de dimensiunea DIN A1 sînt tipărite la maşina ofset SC 36, ultimul produs de succes al firmei Miller-Johannisberg Druckmaschinen GmbH, Wiesbaden-Biebrich. Maşina SC 36 care poate fi folosită pentru o gamă vastă de tipuri şi greutăţi de hîrtie, are nevoie numai de perioade foarte scurte de reglaj şi este proiectată astfel încît să asigure un acces rapid şi sigur la toate elementele de funcţionare, în ciuda spaţiului restrîns de 7 m² pe care îl ocupă. Cilindrul de imprimare, cilindrul portformă şi cilindrul de presiune ruleazâ pe rulmenţi de precizie Timken cu două rînduri de corpuri de rulare spre a garanta o calitate constantă de tipărire.

Proiectată pentru o tipărire de calitate superioară şi multicoloră şi cu viteze mari de imprimare, maşina SC 36 este oferită în mod special ca presă de tipar ofset ideală de coli pentru firme mici şi mijlocii care trebuie să execute o mare varietate de

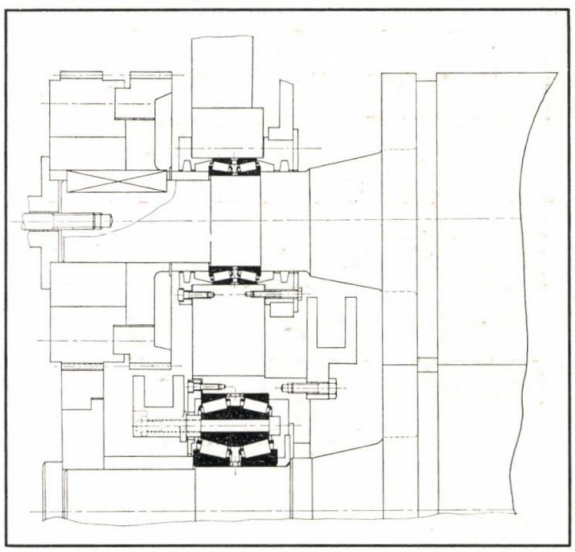


comenzi şi editări diferite. Precizia excelentă a registrului chiar la viteze mari este garantată într-o egală măsură de folosirea a patru rulmenţi de precizie Timken cu role conice tip TDO, ca şi de doi rulmenţi excentrici speciali cu role conice aflaţi în ansamblul de tipărit al maşinii.

Cînd firma Miller-Johannisberg a luat decizia de a produce noua maşină SC 36, ea a intrat în contact cu firma Timken încă din primele faze ale proiectării. Avînd o experienţă favorabilă cu rulmenţii Timken folosiţi deja în maşina TP 38/41, firma dorea rulmenţi adecvaţi şi de încredere pentru cilindrul de imprimare care era proiectat să ruleze la mari viteze de funcţionare.

Timp de un an şi jumătate inginerii firmelor Miller şi Timken au conlucrat strîns pentru soluţionarea problemei, iar eficacitatea soluţiei găsite poate fi acum observată în excelentele date de performanţă ale maşinii SC 36. Rulmenţii Timken prereglaţi folosiţi în acest caz garantează gradul dorit de rigiditate şi precizie funcţională şi, în acelaşi timp, s-au dovedit a fi o soluţie la un cost remarcabil de redus pentru firma Miller-Johannisberg.

Rulmenţii Timken sînt folosiţi actualmente în toate ramurile ingineriei mecanice, de la maşini de tipărit, la maşini de spălat şi autovehicule şi pînă la cărucioare elevatoare cu furcă.



In cei peste 75 de ani de colaborare cu industria, Timken a dezvoltat o gamă vastă de rulmenţi cu role conice de calitate superioară pentru necesităţile specifice ale unei mari varietăţi de întrebuinţări, aceşti rulmenţi fiind folosiţi în aproape toate cazurile în care era nevoie de elemente de sprijin pentru piese rotative de maşini. De pildă la maşini-unelte. In vehicule de transport feroviar şi maşini agricole. In instalaţii industriale de toate tipurile. Chiar pentru telescoape.

Firma Timken va colabora de asemenea cu Dumneavoastră dacă este vorba de proiectarea unor produse pentru o performanţă maximă şi la cost redus. Vă rugăm să intraţi în contact cu noi. Dacă este posibil încă din faza iniţială a lucrărilor de proiectare.

Timken France – Succursale de The Timken Company, B.P. 89, 68002 Colmar Cedex

TIMKEN®
MARCA DEPUSĂ
RULMENTI CU ROLE CONICE

FT Formare Miezuire Turnare
Moulding Core making Casting

TT Tratamente termice și termochimice
Heat and thermochemical treatment

DP Deformări plastice
Plastic deformation

SM Studiul metalelor
Metal study

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI PROIECTĂRI TEHNOLOGICE PENTRU SECTOARE CALDE

TECHNOLOGICAL INSTITUTE FOR HOT PROCESSES

Institutul elaborează la cerere: tehnologii, know-how, expertize, studii, proiecte pentru utilaje, instalații, linii complexe, secții și unități industriale, precum și materiale auxiliare pentru domeniul sectoarelor calde și acordă solicitanților asistență tehnică de înaltă calificare.

The institute elaborates on order technologies, know-how, expert appraisements, studies, designs for equipment, installations, complex lines, shops and industrial units, as also auxiliary materials for hot processing field, and grants to its sollicitors technical assistance of high skillness.

1978 NOV 2.0

I. C. P. T. S. C. Șos. Olteniței nr. 105
75651 București, ROMANIA
TELEPHONE 83. 21. 70 TELEX 11798 calde r

ICPTSC

3279

REFERALV

ISIM

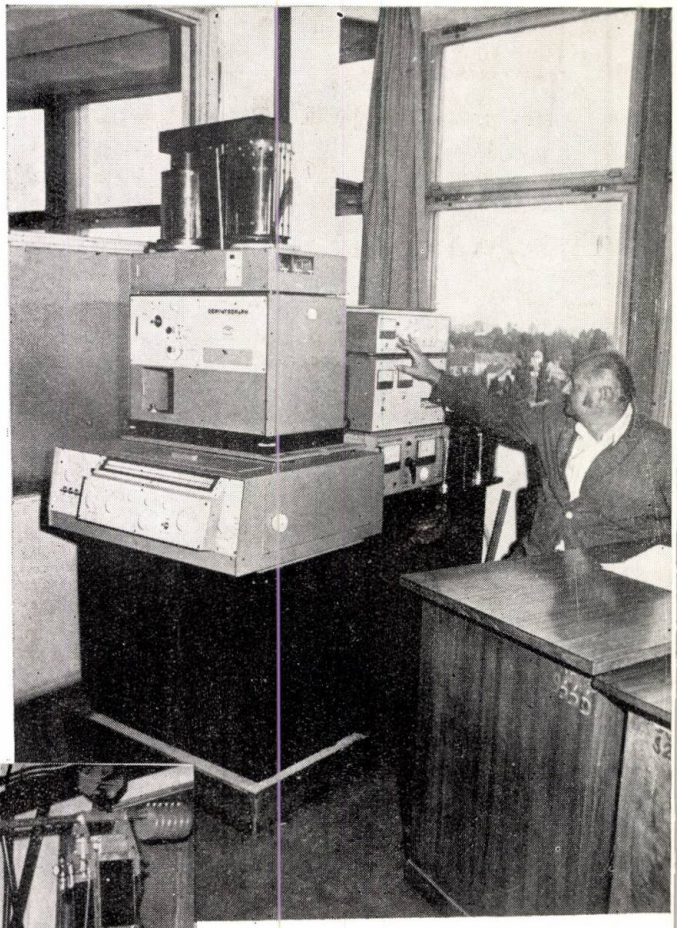
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

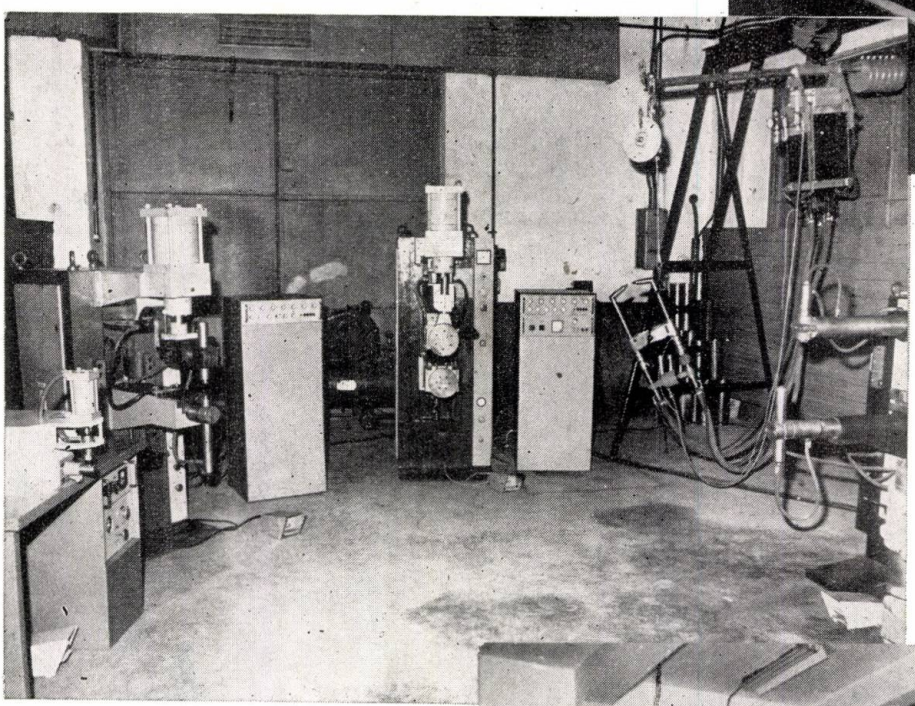
9

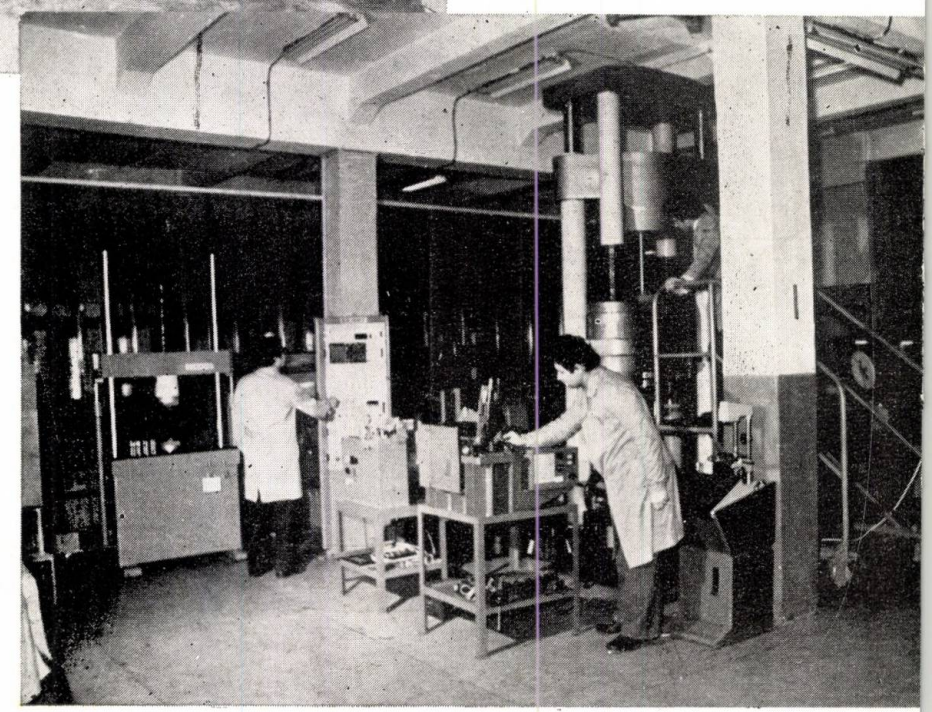
Sudarea
i
ncercarea
naterialelor

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ SEPTEMBRIE ■ 1978

ISIM







ISIM TIMIŞOARA
BD. MIHAI VITEAZUL NR. 30
TELEFON: 24740
CONT VIRAMENT: 30.16.03.01.00

1978 NOV 2

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR : OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 9, SEPTEMBRIE 1978

CUPRINS

SUDAREA ȘI ÎNCERCAREA MATERIALELOR

SĂLĂGEAN, TR. : **Realizări și perspective la Institutul de sudură și încercări de materiale — I.S.I.M. Timișoara.** 441

FLEȘER, T., PASCU, R. : **Considerații asupra îmbătrînirii oțelurilor termorezistente slab aliate.** 442

BĂR, FR., MORARIU, ST., FARBAȘ, N., PASCU, R. : **Aspecte ale fragilizării structurale a oțelurilor rapide în cursul procesului de fabricație a sculelor.** 446

VARGA, L. : **Metode și aparate magnetice pentru controlul austenitei reziduale în semifabricate tratate termic.** 451

FARBAȘ, N., PASCU, R., EICHERT, R. : **Cercetări privind compatibilitatea scărilor etalon de granulație cu metodele stereometrice de analiză.** 458

FARBAȘ, N., PASCU, R., KURTAG, A. : **Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 1,3 MoDV.** 464

SURGEAN, I., DRĂGUȚ, L., BENEA, FLOREA, PANAITESCU, R. : **Cercetarea și elaborarea unor noi tipuri de materiale pentru sudare.** 470

RAȚIU, M., FLUERAȘ, D. : **Aprecierea capabilității tehnologiei de sudare pentru execuția îmbinărilor bridate.** 476

SUBU, T., CROITORU, C., LELUȚIU, T., MEZÖ, L. : **Instalație de încărcare prin sudare automată sub flux a suprafețelor de revoluție. Tehnologia de încărcare a roților de vagonet.** 480

DEHELEAN, D. M. : **Optimizarea tehnologiei de sudare cu arc rotitor.** 486

LENGENFELDER, H. : **Mașini de sudat cu energie înmagazinată a pieselor componente din industria electrotehnică.** 491

CIOCLOV, D., BOZU, P. : **Rezistența la fisurare prin reîncălzirea îmbinărilor sudate din oțel slab aliat tip Mn-Mo. Încercări tehnologice și încercări de fluaj de scurtă durată.** 494

Aniversări

Academicianul Boris Evghenici Paton. 501

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu
Consultant științific : Dr. ing. Iosif Tempea

SUMAR

CZ : 669.14.252.2 : 621.785.734

Fleşer, T., Pascu, R. : **Consideraţii asupra îmbătrînirii oţelurilor termorezistente slab aliate.**

Experimentările s-au făcut asupra oţelului 1 CrMoV. S-a constatat că toate caracteristicile mecanice (rezistenţa, ductilitatea, tenacitatea) au fost afectate sensibil de mărirea duratelor de îmbătrînire din cauza modificărilor structurale ale oţelurilor. Analizînd toate aceste aspecte se poate aprecia capacitatea de rezistenţă şi prevedea comportamentul în exploatare al acestor oţeluri.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 6 fig., 8 ref.

CZ : 669.14.018.253.3 : 620.18 : 621.75

Bär, F., Morariu, S., Farbaş, N., Pascu, R. : **Aspecte ale fragilizării structurale a oţelurilor rapide în cursul procesului de fabricaţie a sculelor.**

Se studiază aspectele structurale ale fragilizării oţelurilor rapide folosite la fabricarea părţii active a sculelor. Cercetările s-au efectuat pe probe prelevate din sculele degradate în timpul procesului de fabricaţie, folosind microscopia optico-electronică, încercările de duritate HV 0,1 ; HV 5 şi analizele fractografice. În final se consideră că fragilizarea structurală a oţelului rapid (degradarea sculelor) se datoreşte fenomenelor de descompunere a carburilor, „ruptura neagră", coroborate strîns cu termodinamica reacţiilor respective.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 15 fig., 1 tab., 6 ref.

CZ : 338.05 : 681.17.621.78

Varga, L. : **Metode şi aparate magnetice pentru controlul conţinutului de austenită reziduală în semifabricate tratate termic.**

Se prezintă metode nedistructive şi aparate magnetice aplicabile în controlul uzinal al conţinutului de austenită reziduală în piese tratate termic. Aceste aparate au fost concepute şi construite la I.S.I.M. Timişoara bazîndu-se pe diferite metode magnetice de măsurare a saturaţiei magnetice. Sînt descrise atît metode de măsurare globale cît şi locale, corespunzătoare pentru piese toroidale şi cilindrice, respectiv pentru piese mari avînd formă neregulată. Eroarea de măsurare depinde de etalon, dar nu depăşeşte 10—15%, care este satisfăcătoare în condiţii uzinale.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 10 fig., 14 ref.

CZ : 669.14 : 620.18

Farbaş, N., Pascu, R., Eichert, R. : **Cercetări privind compatibilitatea scărilor etalon de granulaţie cu metodele stereometrice de analiză.**

Se cercetează, pe un număr de opt oţeluri feritice şi ferito-perlitice cu granulaţie diferită, corelaţia dintre punctajele utilizate în prezent şi datele furnizate de metalografia cantitativă. Se determină în acest scop, cu ajutorul aparatului Epiquant şi prin metoda lui Hilliard, dimensiunea medie, suprafaţa specifică, numărul de grăunţi pe unitatea de volum etc., care se compară cu punctajul conform STAS 5490—71 şi ASTM E 112—74.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 10 fig., 3 tab., 3 ref.

CZ : 621.791 : 669.17—194 : 620.178.1

Pascu, R., Farbaş, N., Kurtag, A. : **Simularea ciclurilor termice la sudarea oţelului 1,3 MoDV.**

Se cercetează influenţa ciclurilor termice de sudare asupra oţelului 1,3 MoDV în stare normalizată folosit la construcţia paletelor de ventilatoare. Zona influenţată termic a probelor simulate (S) şi a probelor simulate şi detensionate ($S + TD$) se examinează prin analize metalografice, încercări de duritate HV 5, încercări mecanice şi analize microfractografice. În final se stabilesc corelaţii între duritatea HV 5, caracteristici mecanice şi temperaturile la simulare T_v corelaţii ce atestă o pronunţată sensibilitate la fisurarea prin detensionare a oţelului sudabil 1,3 MoDV.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 17 fig., 3 tab., 5 ref.

CZ : 621.791 : 621.791.742

Surgean, I., Drăguţ, L., Benea, Florea, Panaitescu, R. : **Cercetarea şi elaborarea unor noi tipuri de materiale pentru sudare.**

Cercetările desfăşurate la I.S.I.M. în vederea elaborării unor noi materiale pentru sudare au înglobat un volum important de lucrări experimentale, bazate uneori pe noi concepte teoretice, fiind finalizate prin noi mărci de materiale pentru sudare (fluxurile ceranice FC—R28, FC—40 şi FC—60, electrozii ZIRBAZ, SA—1 şi T4) destinate industriei. Lucrarea prezintă principalele caracteristici ale mărcilor materialelor de sudare rezultate în urma cercetărilor.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 7 fig., 4 tab., 8 ref.

CZ : 621.791 : 621 : 792.3

Raţiu, M., Flueraş, D. : **Aprecierea capabilităţii tehnologiei de sudare pentru execuţia îmbinărilor bridate.**

Tensiunile care iau naştere în procesul de sudare datorită energiei termice vehiculate depind de modul cum construcţia se opune sau permite, dilataţia sau contracţia termică a materialului. Obiectivul lucrării constă în determinarea nivelului critic al acestor tensiuni şi a implicaţiilor acestora asupra aprecierii sudabilităţii oţelurilor. Lucrarea conţine fundamentarea teoretică a intensităţii de bridare a îmbinărilor sudate cap la cap, descrierea dispozitivului executat pentru încercări de laborator pe probe de secţiuni mari şi prezentarea diverselor rezultate obţinute. În final se prezintă o propunere de criterii de alegere a oţelurilor în funcţie de gradul de bridare previzionat al îmbinărilor sudate dintr-o construcţie dată.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 5 fig., 3 tab., 7 ref.

CZ : 621.791 : 625.2.012

Şubu, T., Croitoru, C., Leluţiu, I., Mëzö, L. : **Instalaţie de încărcare prin sudare automată sub flux a suprafeţelor de revoluţie. Tehnologia de încărcare a roţilor de vagonet.**

Se prezintă instalaţia de încărcare automată sub flux a suprafeţelor de revoluţie, realizată la I.S.I.M. Timişoara. La această instalaţie mişcarea de rotaţie a piesei de încărcat este corelată automat cu mişcarea de avans longitudinală a capului de sudare avînd posibilitatea de încărcare a unor piese cu diametrul maxim de 600 mm şi lungimea pînă la 1.300 mm. În final, este redată tehnologia de încărcare a roţilor de vagonet autodescărcător pe această instalaţie.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 6 fig., 6 tab., 8 ref.

CZ : 621.791.44

Dehelean, D. M. : **Optimizarea tehnologiei de sudare cu arc rotitor.**

Noua metodă de optimizare a tehnologiei de sudare bazată pe determinarea analitică a unui regim de sudare iniţial, folosind corelaţiile dintre parametrii de sudare şi optimizarea experimentală prin tehnica gradientului, se exemplifică pentru cazul sudării cu arc rotitor a unor ţevi din oţel OLT 35 cu diametrul 30 mm şi grosimea peretelui de 3 mm.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 6 fig., 4 tab., 4 ref.

CONTENTS

DC : 669.14.252.2 : 621.785.784

Fleşer, T., Pascu, R.: **Consideration on the aging of the heat-resistant low alloy steels.**

There is studied the influence of the aging on the general behaviour of these steels. The exemplification are done by means of the results that were obtained with a 1 CrMo V steel. It can be observed that all mechanical properties (strength, ductility, toughness) are consirabily affected by the lengthening of the aging period. All these are due to the changes that occur in the metallurgical structure of the steel. Putting together all these aspects, it is possible to estimate the strength and service behaviour of these steels.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 6 fig., 8 ref.

DC : 669.14.018.253.3 : 620.18 : 621.75

Bär, F., Morariu, S., Farbaş, N., Pascu, R.: **Aspects in structure fragility of high speed steel in the tool fabrication.**

The article studies structure aspects of H.S.S. tool fiability, which is used in the fabrication of the active parts of tools. The rechearches have been efectuated on degradeted tools, by using the optical-electronical microscopy, hardness tests HV 0,1 HV 5 and fractographical analises. It is to be considered the fact, that structure fragility of tools is caused by the decomposing phenomena of carbide, the so called „black breaking", which is corelated to the thermodynamical reactions of this phenomena.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 15 fig., 1 tab., 6 ref.

DC : 338.05 : 681.17.621.78

Varga, L.: **Magnetic methods and equipment for the controle of retained austenite content in heat treated semi-finished products.**

Nondestructive, magnetic methods and equipment are presented, applicable to the industrial controle of retained austenite in heat treating. Basing on different magnetic methods for the measuring of the magnetic saturation, there equipment were designed and produced by the Institute for Welding and Material Testing Timişoara (Romania). Bulk and local measuring methods are described corresponding to the toroidal and cylindrical pieces respective, to the big one with irregular shape. The advantages and the disadvantages of different methods are discussed. The measuring error depends on the etalon but remains below 10—15%, which is quite satisfactory for industrial purposes.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 10 fig., 14 ref.

DC : 669.14 : 620.18

Farbaş, N., Pascu, R., Eichert, R., **Investigation of the compatibility of the grain size number with the stereometric analyse methods.**

Using eight different ferritic and ferritic-perlitic steels it was determed the correlation between the grain size number and the information obtained from the quantitative metalography. It was determed the averge linear intercept, the averge linear intercept, the specific surface of the grains, the number of grains in unit volume etc., using the method of Hilliard and the Epiquant, which was compared with the grain size number obtained by STAS 5490—71 and ASTM E 112—74.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 10 fig., 3 tab., 3 ref.

DC : 621.791 : 669.17—134 : 620.178.1

Pascu, R., Farbaş, N., Kurtag, A.: **The simulation of the weld thermal cycles of the 1,3 MoDV steel.**

The work investigates the influence of the weld thermal cycles on the as normalized 1,3 MoDV steel, used at the fabrication of the fan blades. The heat affected zone of the simulated samples (S + TD) is examined by means of metallographic analyses, by HV5 hardness tests, mechanical tests and microfractographic analyses. Finally correlation, are established between the HV5 hardness, the mechanical properties and the simulation temperatures T_v correlations which show a marked susceptibility to stress-relief cracking of the weldable 1,3 MoDV steel.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 17 fig., 3 tab., 5 ref.

DC : 621.791 : 621.791.742

Surgean, I., Drăguţ, L., Benea, Floarea, Panaitescu, R.: **Investigations and development of some new types of welding materials.**

The investigations carried out at I.S.I.M. to develop some new welding materials are presented. They included a great volume of experimental work based sometimes on new theoretical notions, which were then concluded with the development of new welding materials intended to the industry (e.g. the ceramic fluxes FC—R 28, FC—40 and FC—60, electrodes like ZIRBAZ, SA—1 and T4). There are also presented the main characteristics of the new developed welding materials.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 7 fig., 4 tab., 8 ref.

DC : 621.791 : 621 : 792.3

Raţiu, M., Flueraş, D.: **Appreciation of the welding technology capability for the execution of bridled joints.**

The appreciation of steels in welded structure in order to study their weldability requests the investigation of the configuration and of the loading state of the welded structure. The stress that appears during the welding process, due to the thermal energy, depends on the way in which the structure opposes or permits the extension and the thermal contraction of the material. The object of this study lies in the detemination of the critical level of these stresses and in their implications on the appreciation of the steels weldability. The work comprises the theoretical substantiation of the restraint intensity of welded butt joints, the description of the device executed for laboratory tests on samples of big section 5,000 mm^2 (50 mm thickness) and also the exhibition of various results obtained in the world. Finally the work presents a proposal of choosing criteria of steel mark, according to the previsioned restraint level of welded joints of a given structure.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 5 fig., 3 tab., 7 ref.

DC : 621.791 : 625.2.012

Subu, T., Croitoru, C., Leluţiu, I., Mëzö, L.: **Submerged hard facing equipment for circular faces, hard facing technology of the wining car wheels.**

The equipment for submerged hard facing of circular surfaces, made by I.S.I.M. Timişoara is presented with this equipment the circular motion of the piece to be faced is automatically correlated with the longitudinally feed motion of the welding torch, thus hasing the possibility to face pieces with a maximum diameter of 600 mm and as long as 1300 mm. Finally, the hard facing technology of the selfdischarging mining car wheels on this equipment is presented.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 6 fig., 6 tab., 8 ref.

SOMMAIRE

CD : 669.14.252.2 : 621.785.784

Fleşer, T., Pascu, R.: **Considerations sur le vieillissement des aciers faiblement allies thermoresistants.**

On présente l'influence du vieillissement sur le comportement général des aciers thermorésistants, faiblement alliés. Les experimentations se sont faites sur l'acier 1 Cr Mo V. On observe que toutes les caractéristiques mécaniques : la résistance, la ductilité, la ténacité sont sensiblement affectées de l'augmentation des durées de vieillissement a cause des modifications structurales d'aciers. Analysant ensemble tous ces aspects, il est possible d'aprécier la capacité de résistance et de prévoir le comportement en exploitation de ces aciers.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 6 fig., 8 ref.

CD : 669.14.018.253.3 : 620.18 : 621.75

Bär, F., Morariu, S., Farbaş, N., Pascu, R.: **Aspects de la fragilisation structurale des aciers rapides pendant le processus de la fabrication des outils.**

On étude les aspects de la fragilisation des aciers rapides, utilisés dans la fabrication de la partie active des outils. Les recherches ont été effectuées sur des épreuves prélevées d'outils, dégradés pendant le processus de leur fabrication, par la microscopie optique et électronique, par des essais de durété HV 0,1 et HV 5 et par des analyses fractographiques. En conclusion, on considére que la fragilisation structurale d'acier rapide (la dégradation d'outils) est produit par les phénomènes de decomposition des carbures „la rupture noire" en fort liaison avec la thermodynamique des reactions de ces phénomènes.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 15 fig., 1 tab., 6 ref.

CD : 338.05 : 681.17.621.78

Varga, L.: **Des methodes et des appareils magnetiques pour le contrôle du contenu de l'austenite residuelle dans les pieces traitees thermiques.**

On présente les methodes non-destructives et les appareils magnétiques utilisés pour le contrôle du contenu de l'austenite residuelle dans les pièces traitées thermiques. Ces appareils ont été projetés et construits à l'Institut de soudure et des essais des materiaux, Timişoara. Le principe constructif se base sur la mesure de la saturation magnétique. Le travail décrie les méthodes de mesure globales et locales pour les pièces toroidales, cylindriques et pour les grandes pièces ayant des formes différentes. L'erreur de la mesure dépende de la mesure de l'étalon et ne depasse pas 10—15%, précision suffisante dans les conditions des usines.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 10 fig., 14 ref.

CD : 669.14 : 620.18

Farbaş, N., Pascu, R., Eichert, R.: **Recherches sur la compatibilite des echelles etalon pour la granulation avec les methodes stereometriques d'analyse.**

On étude la correlation entre les pointages utilisés actuellement et les données fournies par la métallographie quantitative, sur les aciers ferrittiques et ferrito-perlitiques avec des granulations differents. A l'aide de l'appareil Epiquant, on determine par la methode Hilliard la dimension moyenne, la surface spécifique des grains, le nombre des graines dans l'emité de volume. Les résultats se comparent avec le pointage conformément à STAS 5490—71 et ASTM E 112—74.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 10 fig., 3 tab., 3 ref.

CD : 621.791 : 669.17—194 : 620.178.1

Pascu, R., Farbaş, N., Kurtag, A.: **La simulation des cycles thermiques à la soudage de l'acier 1,3 MoDV.**

On étude l'influence des cycles thermiques de soudage sur l'acier 1,3 MoDV en état normalisé, utilisé dans la construction des autes des ventilateurs. La zone affectée thermique des épreuves simulées (S) et la zone affectée thermique des épreuves simulées et recuites de stabilisation (S + TD) s'étudient par des analyses métallographiques, des essais de dureté HV 5, des essais mécaniques et des analyses microfractographiques. A la fin, on établi les correlations entre la dureté HV 5, les caractéristiques mécaniques et les températures de simulation T_v. Ces correlations attestent une significative sensibilité à la fissuration au recuit de stabilisation de l'acier 1,3 MoDV.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 17 fig., 3 tab., 5 ref.

CD : 621.791 : 621.791.742

Surgean, I., Drăguţ, L., Benea, Florea, Panaitescu, R.: **La recherche et l'élaboration des nouveaux types des matériaux pour soudage.**

Les recherches effectuées ont inclus un important nombre des expériments fondés par nouveaux conceptions théoretiques. Les recherches ont été finalisés par l'élaboration des nouveaux matériaux des soudage (fluxes céramique FC—R 28, FC—40, FC—60 et électrodes ZIRBAZ, SA—1 et T4). On présente les principaux charactéristiques de ces matériaux résultés les récherches scientifiques.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 7 fig., 4 tab., 8 ref.

CD : 621.791 : 621 : 792.3

Raţiu, M., Flueraş, D.: **L'estimation de la capabilité des technologies de soudage des joints bridés.**

Pour établir la soudabilité des aciers, il est nécessaire d'étudier la configuration et le niveau des efforts dans la structure soudée. Les efforts engendrés par l'énergie thermique dans le processus de soudage, dependent de l'oposition que la structure fait à la dilatation ou à la contraction thermique des matériaux. L'objet de l'article est d'établir le niveau critique des efforts et ses implications sur la soudabilité. On presente la fondamentation théoretique de l'intensité du bridage des joints soudés bout-à-bout, la description du dispositif qu'on a executé pour les éssais en laboratoire sur des éprouvettes à grandes sections — 5000 mm^2 — (epaïsseur 50 mm), ainsi que les résultats obtenus dans le monde. En guise de conclusion, l'article propose des critères á utiliser dans le choix des aciers en fonction du degré de bridage estimé pour la construction soudée.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 5 fig., 3 tab., 7 ref.

CD : 621.791 : 625.2.012

Şubu, T., Croitoru, C., Leluţiu, I., Mezö, L.: **L'installation du chargement des surfaces de révolution par soudure automatique sous flux. La technologie du chargement des roues des wagonnets.**

On présente l'installation du chargement automatique sous flux des surfaces de révolution, réalisée à I.S.I.M. — Timişoara, et à la quelle, la rotation de la pièce qui doit être chargée se trouve en corrélation automatique avec l'avance longitudinal de la tête de soudage. Ainsi on peut charger des pieces avec le diamètre de 600 mm maximum et la longeur jusqu'a 1300 mm. A la fin on présenté la tehnologie du chargement avec cette installation des roues des wagonnets autodéchargeur.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 6 fig., 6 tab., 8 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 669.14.252.2 : 621.785.784

Fleşer, T., Pascu, R.: **Betrachtungen über die alterung Wiedriglegierter Warmarbeitsstähle.**

Hier wird der Einfluss der Alterung auf das allgemeine Verhalten von Warmarbeitsstählen untersucht. Die Versuchsergebnisse werden für einen 1 Cr Mo V — Stahl veranschaulicht. Es wird festgestellt, dass alle mechanischen Kennwerte — die Festigkeit, Duktilität sowie Zähigkeit betreffen — durch die Erhöhung der Alterungsdauer wesentlich beeinflusst werden. Dieses lässt sich auf die Gefügeänderungen des Stahls zurückführen. Durch Zusammenfassung all dieser Befunde ist die Abschätzung des Festigkeitsvermögens sowie die Vorhersage des Verhaltens beim Einsatz dieser Stähle möglich.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 6 Bild., 8 Lit.

DK : 669.14.018.253.3 : 620.18 : 621.75

Bär, F., Morariu, S., Farbaş, N., Pascu, R.: **Aspekte der Brüchigkeit bei den Schnellstählen während des Fertigungsprozesses der Werkzeuge.**

Das Studium behandelt die Struktur der Brüchigkeit bei den Schnellstählen, die in der Fertigung des aktiven Teils der Werkzeuge verwendet werden. Die Untersuchungen wurden an, während des Arbeitsprozesses degradierten Werkzeugen, durchgeführt; dabei griff man zu mehreren Methoden, unter denen: optisch-elektronische Mikroskopie, Härteteste, HV 0,1, HV 5 und fraktographische Analysen. Es wird angenommen, dass die Strukturbrüchigkeit des Schnellstahls, (die Werkzeugdegradierung) dem Zersetzungsphänomen der Karbide, dem sogenannten „schwarzen Riss", zu verdanken ist. Dieser steht in enger Verbindung zu den thermodynamischen Reaktionen des Phänomens.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 15 Bild., 1 Taf., 6 Lit.

DK : 338.05 : 681.17.621.78

Varga, L.: **Methoden und magnetische Apparate zur Kontrolle des restaustenitgehaltes in wärmebehandelter Halbzeuge.**

Zerstörungsfreie Methoden und magnetische Apparate werden hiermet beschrieben, die in Werken zur Kontrolle des Restaustenitanteils in wärmebehandelten Werkstücken verwendet werden können. Diese Apparate wurden im Institute für Schweisstechnik und Materialprüfung Timişoara (Rumänien) hergestellt auf Grund der verschiedenen Methoden zur Messung der magnetischen Sättigung. Es werden Methoden zur Messung des gesamten Werkstückes, so wie auch Methoden zur Lokalmessung beschrieben, verwendbar für toroidale und zylindrische Werkstüke, so wie auch grosse Werkstücke mit unregelmässiger Form. Es werden die Vorteile und Nachteile der verschiedenen Methoden beschrieben. Der Messfehler hängt vom Etalon ab, überschreitet aber nicht 10—15%, was für Werkuntersuchungen zufriedenstellend ist.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 10 Bild., 14 Lit.

DK : 669.14 : 620.18

Farbaş, N., Pascu, R., Eichert, R.: **Untersuchung der Kompatibilität des Richtreiben zur Körnungsbestimmung mit der stereometrischen Gefügeanalyse.**

Auf acht verschiedene ferritische und feritisch-perlitische Stähle mit unterschiedlicher Körnung, wurde die statistische Korrelation zwischen der Körnungsnummer und den Messdaten der quantitativen Metallographie, untersucht. Es wurden die mittlere Grösse der Körner, die spezifische Korngrenzfläche, die Anzahl der Körner pro mm^3 usw. durch die Methode von Hilliard sowie auch durch den automatischen Gefügeanalizator Epiquant, bestimmt, und mit der Körnungsnummer gem. STAS 5490—71 und ASTM E 112—74 verglichen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 10 Bild., 3 Taf., 3 Lit.

DK : 621.791 : 669.17—194 : 620.178.1

Pascu, R., Farbaş, N., Kurtag, A.: **Das Simulieren der Erwärmungsziklen bei dem Schweissen des Stahles 1,3 MoDV.**

Es wird der Einfluss der, bei dem Schweissen entstehenden, Erwärmungsziklen auf dem Stahl 1,3 MoDV, der zum Bau des Ventilatorflügel verwendet wird, untersucht. Die Wärmeeinflusszone der simulierten Proben (S) und der simulierten Spannungsfreigeglühten Proben (S + TD) wird durch Gefügeuntersuchungen, Härteprüfungen HV 5, mechanische Versuche und Mikrofraktographis, untersucht. Abschliessend wird das korrelative Verhältniss zwischen der Vickershärte, der mechanischen Eigenschaften und der maximalen Erwärmungstemperatur T_v. untersucht, das eine ausgepregte Rissempfindlichkeit bei Spannungfreiglühen des Stahles 1,3 MoDV aufweisst.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 17 Bild., 3 Taf., 5 Lit.

DK : 621.791 : 621.791.742

Surgean, I., Drăguţ, L., Benea, Floarea, Panaitescu, R.: **Forschung und Ausarbeitung neuer Schweisszusatzwerkstoffe.**

In der Arbeit werden die im I.S.I.M. ausgeführten Forschungsarbeiten zwecks Entwicklung neuer Schweisszusatzwerkstoffen beschrieben. Die ausgeführten Forschungsarbeiten haben auch eine Reihe von Versuchen umfasst. Es wurden dadurch neue Schweisszusatzwerkstoffe ausgearbeitet (Schweisspulver FC—R23, FC—40 und FC—60 sowie die Elektroden ZIRBAZ, SA—1 und T4) welche der Industrie dienen. Die Arbeit umfasst auch die wichtigsten Kennziffern der neu erziehten Schweisszusatzwerkstoffen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 7 Bild., 4 Taf., 8 Lit.

DK : 621.791 : 621 : 792.3

Raţiu, M., Flueraş, D.: **Einschätzung der Fähigkeit der Schweisstechnologie bei der Ausführung von Bügelverbindungen.**

Die Einschätzung des Verhaltens der Stähle in geschweissten Konstruktionen, in Anbetracht der Einschätzung ihrer Schweissbarkeit, erfordert das Studium der Konfiguration und des Belastungszustandes der geschweissten Struktur. Die Spannungen, die während des Schweissprozesses auf Grund der übertragenen thermischen Energie entstehen, sind von der Art und Weise abhängig, in der die Konstruktion die thermische Ausdehnung oder Kontraktion des Materials erlaubt oder ihr engegenwikt. Die Arbeit macht sich die Bestimmung des Kritischen Niveaus dieser Spannungen und ihr Einfluss auf die Einschätzung der Schweissbarkeit der Stähle zur Aufgabe. Sie enthält die theoretischen Grundlagen der Einschränkungsintensität von Stumpfschweissverbindungen, die Beschreibung der angefertigten Vorrichtung für Laborversuche mit Proben grossen Querschnittes bis 5000 mm^2 (50 mm Dicke) und eine Vorstellung verschiedener auf Weltebene erzielter Ergebnisse. Zum Schluss wird in der Arbeit ein Auswahlkriterium der Stahlmarken, in Funktion vom voraussichtlichen Einschränkungsgrad der Schweissverbindungen einer gegebenen Konstruktion, dargelegt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 5 Bild., 3 Taf., 7 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 669.14.252.2 : 621.785.784

Флешер, Т., Паску, Р. : **Соображения по ускорению малолегированных и жаропрочных сталей.**

Показано влияние ускорения на общее поведение этих сталей и указаны примеры на основе полученных результатов у стали 1 Cr V. Отмечено, что все механические характеристики-прочность, растяжимость, вязкость значительно ухудшены ростом продолжительности ускорения. Все эти причинены изменениями металлографической структуры стали. Имея в виду все это, можно оценить способность прочности и предвидеть поведение этих сталей в эксплуатации.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 9, 6 рис., 8 лит.

ДК : 669.14.018.253.3 : 620.18 : 621.75

Бер, Ф., Морариу, Ш., Фарбаш, И., Паску, Р. : **Аспекты структурного охрупчивания быстрорежущих сталей при процессе изготовления инструментов.**

Изучены структурные аспекты охрупчивания быстрорежущих сталей, использованных в изготовлении активой части инструментов. Исследования проведены на вэятых образцах из поврежденных инструментов во время изготовления, используя оптико-электронную микроскопию, испытания твёрдости HV 0,1 ; HV 5 и фрактографические анализы. Структурное охрупчивание быстрорежущей стали (повреждение инструментов) осуществляется из-за явлений разложения карбидов „черный излом" тесно соотношенные с термодинамикой реакций данных явлений.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 9, 15 рис., 1 таб., 6 лит.

ДК : 338.05 : 681.17.621.78

Варга, Л. : **Магнитные методы и приборы для контроля содержания остаточного аустенита в термически обработанных полупродуктах.**

Представляются магнитные и неразрушающие методы и приборы, применяемые в заводах для контроли содержания остаточного аустенита в термически обработанных изделиях. Эти приборы были представлены и созданы в ИСИМ Тимишоара на основе различных магнитных измерительных методов магнитного насыщения. Описаны общие, местные измерителные методы соответствующие тороидным изделям и цилиндричным, касающиеся больших изделий с нерегулярной формой. Измерительная погрешность зависит от эталона, но не превышает 10—15%, являющиеся удовлетворительной для заводных условий.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 9, 10 рис., 14 лит.

ДК : 669.14 : 620.18

Фарбаш, И., Паску, Р., Ейхерт, Р. : **Исследования по совместимости эталонных шкал по зернистости стереометрическими методами анализа.**

Исследуется корреляция между величинами зерен, использованными до сих пор и данными, поставляемые количественной металографией феритных и ферито-перлитных сталей с разной зернистостью. Аппаратом Эпикуант и употребляя метод Гиллиарда определяются : средний размер, удельная поверхность, число зерен на объёмной единице и т.п., которые сравниваются зерён в соответствии с СТАС 5490—71 и АСТМ Е 112—74.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 9, 10 рис., 3 таб., 3 лит.

ДК : 621.791 : 669.17—194 : 620.178.1

Паску, Р., Фарбаш, Н., Куртаг, А. : **Симуляция термических циклов при сварке стали 1,3 MoDV.**

Исследуется влияние сварочных термических циклов на сталь 1,3 MoDV в нормализированном состоянии, употребляемой в конструкции вентиляторных лопаток. Зона термического влияния симулированных образцов (S) и симулированных образцов со снятием напряжений (S + TD) исследовалась по металлографическим анализам, испытаниям на твердость HV 5, механическим испытаниям и по микрофрактрографическим методам. Устанавливаются корреляции между твёрдостью HV5, механическими характеристиками и температурами симуляции Tv свидетельствующие о повышенной чувствительности к трещинообразованию при снятии напряжений сваренной стали 1,3 MoDV.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 9, 17 рис., 3 таб., 5 лит.

ДК : 621.791 : 621.791.742

Сурджеан, И., Дрэгуц, Л., Бенеа, Флоареа, Панайтеску, Р. : **Исследование и разработка новых типов сварочных материалов.**

Представляется проведенные исследования в ИСИМ Тимишоара в виду разработки сварочных материалов. Проведенные исследования содержат большой объем экспериментальных работ, основанных на новых теоретических направлениях, законченных новыми марками сварочных материалов (керамических флюсов FC—R28, FC—40 и FC—60, электроды ZIRBAZ, SA—1 и T4) предназначенных промышленности. Работа представляет главные характеристики марок сварочных материалов в результате исследования.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 9, 7 рис., 4 таб., 4 лит.

ДК : 621.791 : 621 : 792.3

Рацю, М., Флуераш, Д. : **Оценка способности применения технологии сварки для изготовления хомутых соединений.**

Оценка поведения сталей в сварной конструкции, в виду установления их свариваемости, потребует изучения конфигурации и состояния нагружения сварных соединении. Появляющиеся напряжения в процессе сварки из-за термической энергии зависят от способа, в котором конструкция позволяет или не позволяет расширения или термического сжатия материала. Объектив работы состоит в определении критического уровня этих напряжений и их влияния на оценку свариваемости сталей. Содержается теоретическое обоснование интенсивности сжатия сварных стыковых соединений, описание устройства, созданного для лабораторных испытаний на образцах с большыми сечениями 5000 мм² (толщиной 50 мм) и представление различных результатов полученные на мировом плане. В заключении предложение критериев выбора марок сталей в зависимости от уровня сжатия предсказанного для сварных соединений из данной конструкции.

Construcţia de maşini, 30 (1978),
н. 9, 5 рис., 3 таб., 7 лит.

CZ : 621.791.03

Lengenfelder, H.: **Maşini de sudare cu energie înmagazinată a pieselor componente din industria electrotehnică.**

Se prezintă principiul de funcţionare a maşinilor de sudare cu energie înmagazinată, insistînd asupra proceselor ce au loc la încărcarea şi descărcarea bateriei de condensatoare din cadrul maşinii, executate în două variante şi anume :

— o maşină de sudare în puncte cu energie înmagazinată cu transformator de sudare tip PPC—450 ;

— o maşină de sudare cap la cap cu energie înmagazinată fără transformator de sudare tip MICRO — ESEI — 90 ; În final, se prezintă cîteva piese sudate cu energie înmagazinată.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 8 fig., 4 ref.

CZ : 539.4 : 621.791

Cioclov., D., Bozu, P.: **Rezistenţa la fisurare prin reîncălzirea îmbinărilor sudate din oţel slab aliat tip Mn-Mo. Încercări tehnologice şi încercări de fluaj de scurtă durată.**

Tendinţa de fisurare la reîncălzire (TFR) pentru detensionare a îmbinărilor sudate dintr-un oţel carbon slab aliat de tip Mn-Mo, a fost studiată prin încercări tehnologice de tip BWRA şi încercări pe probe cu sudură incompletă şi prin încercări de rupere prin fluaj la durate corespunzătoare timpilor de menţinere la tratamente termice de detensionare. Rezultatele încercărilor la fluaj au făcut posibilă construirea curbelor temperatură — timp de rupere (fisurare), care au permis o interpretare cantitativă a încercărilor tehnologice.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 9, 9 fig., 4 tab., 7 ref.

DC : 621.791.44

Dehelean, D. M.: **Technological optimisation of the magnet-arc welding.**

The paper presents a method of technological optimisation of the welding process. The method consists in the calculation of an analitical welding regime based on the correlations between the welding parameters and in the experimental optimisation by means of the gradient technique. The method is ilustrated for the case of magnet-arc welding of OLT-35 steel tube with 30 mm diameter and 3 mm wall thickness.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 6 fig., 4 tab., 4 ref.

DC : 621.791.03

Lengenfelder, H.: **Welding machines with stored energy of component parts from electrotechnical industry.**

In this paper, it is presented the working principle of the welding machines with stored energy, insisting on the processes which take place at the loading and discharging of the machines capacitor battery. There are presented two types of such machines namely :

— spot welding machine with welding transformer, type PPC—450 ;

— butt welding machine without welding transformer, type MICRO — ESEI — 90. Finally, there are presented some pieces welded with stored energy.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 8 fig., 4 ref.

DC : 539.4 : 621.791

Cioclov, D., Bozu, P.: **Reheat cracking resistance of low alloy Mn-Mo steel welded joints. Technological tests and short-time creep tests.**

The work analyses the stress relief, reheat cracking susceptibility (RHCS) of the welded joints of a low alloy Mn-Mo steel. The RHCS has been studied by means of BWRA — type technological tests, by tests on samples with incomplete welding and by creep rupture tests at a period corresponding with the holding period of the stress-relief heat treatment. The results obtained within the creep tests enabled the drawing of the temperature — rupture (cracking) time curves. Based on these curves, to the technological tests there was, given a quantitative interpretation.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 9 fig., 4 tab., 7 ref.

CD : 621.791.44

Dehelean, D. M.: **L'optimisation de la technologie de soudage par arc tournant.**

On présente une méthode d'optimisation de la technologie de soudage, qui consiste de la determination analytique d'une régime de soudage sur la base de corrélations existant entre les paramètres de soudage et d'une optimisation expérimentelle selon la technique du gradient. La méthode est éxemplifiée pour le soudage par arc tournant des tuyaux de OLT 35 avec un diamètre de 30 mm et une épaisseur de 3 mm.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 6 fig., 4 tab., 4 ref.

CD : 621.791.03

Lengenfelder, H.: **Machines de soudage par decharge des condensateurs des pieces dans l'industrie electrotechnique.**

On présente le principe du fonctionnement des machines de soudage par décharge des condensateurs. On insiste sur les processus qui ont lieu á la charge et à la décharge des condensateurs. On présente deux types des machines : une machine de soudage par points avec transformateur de soudage, type PPC—450 et une machine de soudage bout à bout, type MICRO — ESEI — 90. En fin, on présente des pièces soudées par décharge des condensateurs.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 8 fig., 4 ref.

CD : 539.4 : 621.791

Cioclov, D., Bozu, P.: **La resistence à la fisuration par réchauffage des joint en acier faiblement allié — type Mn-Mo soudés. Essais technologiques et essais au fluage de courte durée.**

La tendence à la fissuration lors du réchauffage (TFR) de détente des joints soudés etudiée sur des aciers faiblement alliés type Mn-Mo, a été determinée par des essais technologiques (type BWRA), des essais sur des eprouvettes à soudure incomplete et des essais de rupture par fluage, dont la durée correspondait à la durée des traitements thermiques de detente. Les résultats des essais au fluage ont permis de construire les courbes temperature — temps de rupture (fisuration). Ces courbes ont permis de donner une interpretation quantitative aux essais technologiques.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 9, 9 fig., 4 tab., 7 ref.

DK : 621.791 : 625.2.012

Şubu, T., Croitoru, C., Leluţiu, I., Mëzö, L.: **Automatische Anlage zwecks UP — Auftragsschweissung der Drehoberflächen. Tehnologie der Auftragsschweissung von Rädern der Bergwerkwaggons.**

Die Arbeit beschreibt die bei I.S.I.M. Timişoara entwickelte automatische Anlage der Drehoberflächen. Bei dieser Anlage wurde die Drehbewegung des Werkstückes mit der waagerechten Vorschubbewegung des Schweisskopfes übereingestimmt. Dadurch wurde es möglich, Werkstücke mit einem maximalen Durchmesser von 600 mm und einer Länge von 1300 mm aufzutragen. Es wird anhand eines Beispieles die Technologie erläutert, und zwar die automatische UP — Auftragschweissung von Rädern der Bergwerkwaggons.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 9, 6 Bild., 6 Taf., 8 Lit.

DK : 621.791.44

Dehelean, D. M.: **Technologische Optimierung beim MBL — Schweissen.**

Es wird über eine Methode zur technologischen Optimierung beim Schweissen berichtet. Die Methode besteht aus der analytischen Bestimmung eines Schweissregimes auf Grund der bestehenden Zusammenhänge zwischen den Schweissparametern und der Experimentellen Optimierung durch das Gradienten-Verfahren. Die Methode ist für das MBL-Schweissen von Rohren aus OLT 35 (Durchmesser 30 mm, Wanddicke 3 mm) verwirklicht.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 6 Bild., 4 Taf., 4 Lit.

DK : 621.791.03

Lengenfelder, H.: **Schweissmaschinen durch Kondensatorentladung für Bestandteile der Elektrotechnische Industrie.**

Die Funktionsprinzipien der Schweissmaschine durch Kondensatorentladung werden da vorgestellt, wobei auf die Ladungs — und Entladungsprozesse der Kondensatorenbatterie, Gewicht gelegt wird. Weiterhin werden zwei Varianten solcher Maschinen präsentiert, welche beim Institut für Schweisstechnik und Materialprüfung, Timişoara projektiert und ausgeführt wurden. Diese sind:

— eine Punktschweissmaschine durch Kondensatorentladung mit Schweisstransformator, Typ PPC-450;

— eine Stumpfschweissmaschine durch Kondensatorentladung ohne Schweisstransformator, Typ MICRO — ESEI — 90. Zuletzt werden einige mit Kondensatorentladung geschweisste Bestandteile vorgestellt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 8 Bild., 4 Lit.

DK : 539.4 : 621.791

Cioclov, D., Bozu, P.: **Die Risswiederstandsfähigkeit beim Wiedererwärmen von Schweissverbindungen aus schwach legiertem Stahl vom Type Mn-Mo. Technologische und Kriechversuche von kurzer Dauer.**

Es wird die Tendenz des Entstehens von Rissen beim Wiedererwärmen für die Entspannungsbehandlung der Schweissverbindung aus einem schwachlegierten Kohlenstoffstahl des Types Mn-Mo veranschaulicht. Die Tendenz des Entstehens von Rissen beim Wiedererwärmen wurde durch technologische Versuche des Types BWRA studiert, sowie durch Versuche auf Proben mit unvollständigem Schweissen und Kriechversuchen durch Reissen bei einer Dauer, entsprechend der Haltedauer der Entspannungsbehandlung. Die Ergebnisse der Kriechversuche ermöglichten die Aufstellung von Temperatur — Zeit — Kurven bei Bruch (Rissentstehung). Auf Grund dieser Kurven wurden die technologischen Versuche mengenmässing dargestellt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), N. 9, 9 Bild., 4 Taf., 7 Lit.

ДК : 621.791 : 625.2.012

Субу, Т., Кроитору, К., Лелуцю, И., Мезо, Л.: **Установка для автоматической наплавки под флюсом циркулярных поверхностей, технология наплавки колес вагонетов.**

Представлена — созданная в ИСИМ Тимишоара — установка для автоматической наплавки под флюсом циркулярных поверхностей. У этой установки вращающее движение наплавочной детали является соотношенным автоматически с передающим продольным движением сварочного инструмента, имея возможность наплавки деталей дуаметром макс. 600 мм и длиной до 1300 мм. В заключение представлена технология наплавки колес саморазгружательного вагонета на данной установке.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 9, 6 рис., 6 таб., 8 лит.

ДК : 621.791.44

Дехелеан, Д. М. **Оптимизация технологии сварки вращающейся дугой.**

Представляется метод оптимизации сварочной технологии, основанный на аналитическое определение исходного режима сварки, употребляя корреляцию между параметрами сварки и опытной оптимизацией при технике градиента. Метод употребляется при сварке вращающейся дугой стальных труб OLT 35 с диаметром 30 мм и с толщиной стены 3 мм.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 9, 6 рис., 4 таб., 4 лит.

ДК : 621.791.03

Ленгенфелдер, Х.: **Конденсаторные сварочные машины для сварки электропромышленных изделий.**

Предъявляется принцип работы сварочной конденсаторной машины, настаивая на процессах при наплавке и при разряде конденсатороной батарей машины. Далее представлены две варианты таких машин:

— точечная конденсаторная сварочная машина со сварочным трансформатором типа ППЧ-450;

— стыковая сварочная конденсаторная машина без сварочного трансформатора типа МИКРО — ЕСЕЙ — 90. В конце показаны некоторые изделия, сваренные конденсаторной сваркой.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 9, 8 рис., 4 лит.

ДК : 539.4 : 621.791

Чоклов, Д., Бозу, П.: **Сопротивление трещинообразованию при повторном нагреве сварных соединений манганцемолибденовой низколегированной стали. Технологические и на кратковременную ползучесть испытания.**

Проанализировано склоность трещинообразованию при повторном нагреве (СТПН) ввиду снятия напряжений сварных соединений марганцемолибденовой низколегированной стали. СТПН исследована технологическими испытаниями типа БВРА и испытаниями на образцах с неполным сварным швом, также испытаниями на разрушение при ползучести со соответствующем временом выдержки при термообработки для снятия напряжений. Результаты испытаний на ползучесть позволили постройку кривых температура-время до разрушения (образование трещины). На основе этих кривых установили количественную интерпретацию технологических испытаний.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 9, 4 рис., 4 таб., 7 лит.

CZ : 621.791

Institutul de sudură și încercări de materiale — I.S.I.M. Timișoara, realizări și perspective

Prof. Traian **SĂLĂGEAN**, m. c. al Academiei R.S.R. — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

1. I.S.I.M. s-a născut în 9.02.1970 prin fuzionarea secțiilor de sudură și încercări de materiale de la Centrul de cercetări tehnice al Academiei R.S.R. A pornit la drum cu 51 de cadre, 2 laboratoare de cercetare, circa 600 m^2 spațiu de lucru și cu o dotare de 2,5 milioane lei.

Odată cu înființarea institutului :

— forul tutelar a devenit M.I.C.M. (Ministerul Industria Construcțiilor de Mașini),

— finanțarea de la buget a fost părăsită și s-a trecut la autofinanțare, adică I.S.I.M. trăiește din banii cîștigați prin contractele directe cu beneficiarii săi.

Evenimentul petrecut în 9.02.1970 nu este o întîmplare, deoarece :

a. Timișoara avea o veche tradiție în domeniul respectiv. În 1934, cel ce avea să devină academicianul Corneliu Mikloși (1887 ... 1963), era directorul Uzinei electrice și a tramvaielor și a fondat „Cercul pentru încurajarea sudurii". Unul dintre cei mai apropiați colaboratori ai săi a fost academicianul Ștefan Nădășan (1901 ... 1967), pe atunci un tînăr asistent la catedra de rezistența materialelor de la Școala politehnică din Timișoara. La acest cerc s-au făcut cercetări științifice, s-au organizat cursuri de calificare pentru sudori și maiștri, s-a publicat o revistă „Sudura" cu 4 numere pe an, timp de 8 ani. În 1936 apare prima carte de sudură în limba română : „Procedeele industriale de sudură" a cărei autori sînt Corneliu Mikloși și Constantin Teodorescu.

b. Secțiile de sudură și încercări de materiale ale Academiei R.S.R. nu aveau capacitatea de cercetare necesară pentru a face față nevoilor industriei de structuri sudate. Deși ele se afirmaseră prin cercetări de prestigiu internațional în domeniile : sudarea șinelor, generarea plasmei, sudarea oțelurilor slab aliate cu rezistență mare, ruperea fragilă, fluxuri ceramice cu aliere în arc, cererile industriei nu au mai putut fi satisfăcute cu cei 51 de oameni de care dispuneau aceste secții.

c. Alegerea M.I.C.M.-ului ca for tutelar al I.S.I.M. s-a făcut întrucît, din producția națională de structuri sudate, întreprinderile acestui minister realizează 65 ... 70%.

2. În perioada 1970 ... 1977 producția națională de structuri sudate a evoluat de la 1,6 milioane tone la 3,1 milioane tone, adică a crescut de **1,94 ori.** În același timp, capacitatea institutului, oglindită în producția științifică realizată, a evoluat de la 3,4 milioane lei la 35,5 milioane lei, adică a crescut de **10,44 ori.** Prin această evoluție rapidă a capacității de cercetare s-a lichidat, în bună măsură, decalajul existent între nevoia de cercetare a industriei naționale și capacitatea de cercetare a institutului.

Creșterea capacității de cercetare-proiectare-producție a institutului s-a realizat prin :

— sporirea personalului muncitor de 9,3 ori ;

— dotarea institutului cu spații noi de cercetare (creștere de **10,5 ori)** și cu echipamente și aparatură (creștere valorică de **24 ori)** ;

— diversificarea profilului prin înființarea a **4** noi laboratoare și **8** compartimente.

S-a înregistrat creșterea de **3,5 ori** a numărului de localități cu ale căror întreprinderi I.S.I.M.-ul are contracte și comenzi. Numărul contractelor angajate anual de către institut a crescut de 2,8 ori.

3. Eficiența cercetării realizate de către întreprinderile beneficiare a ajuns la o medie de 18 lei/1 leu cheltuit în cercetare. Ca urmare a acestei activități, în industria producătoare de structuri sudate s-a ajuns la indicatori medii comparabili cu aceia ai țărilor mediu dezvoltate : 42% grad de mecanizare și automatizare (4% în 1955) ; 60 de tone de structuri sudate/sudor ; 6 kg de electrozi înveliți/1 tonă de structură sudată (12 kg/tonă în 1955) și 150 kw oră/1 tonă de structură sudată (320 kw oră/tonă în 1955).

S-au inițiat o serie de programe, dintre care amintesc „Programul de asimilare și fabricație a echipamentelor de sudare și control al calității". Acesta se realizează în colaborare cu întreprinderile timișorene Electrotimiș, Electromotor și Intreprinderea mecanică Timișoara, cu întreprinderile bucureștene Electrotehnica și Intreprinderea de mașini electrice — București și cu Intreprinderea de piese de schimb din Oradea. I.S.I.M. elaborează, proiectează și realizează prototipurile echipamentelor, pe care le predă omologate întreprinderilor. Programul se realizează conform prevederilor, astfel că în 1980, 92,3% din echipamentele de sudură și control al calității vor fi de producție românească. Amintesc că în 1976, echipamentele românești reprezentau

doar 13,4%. Economia valutară realizată pe cincinalul 1976 ... 80 pe întreaga producție de structuri sudate, care este de 16,7 milioane tone, va fi un miliard de lei.

În vederea realizării unor economii de valută suplimentare, numai în anul 1977, institutul a conceput, realizat și omologat în afara programului menționat mai sus, 15 echipamente unicat economisind, prin înlăturarea importurilor, 3 milioane lei valută.

În acest an se elaborează din inițiativa Consiliului de coordonare a ramurii, sistema materialelor de sudare (electrozi, sîrme de sudură, fluxuri, gaze și amestecuri de gaze pentru sudare). Programul ce va rezulta din această sistemă va aduce o scădere a tipodimensiunilor fabricate, deci o eficiență sporită la producători, concomitent cu o substanțială reducere a importurilor.

4. Producția de structuri sudate, conform Programului adoptat la Congresul al XI-lea al P.C.R., va ajunge în 1980 la 4,1 milioane tone. În cincinalul 1981 ... 1985, vom produce 27 milioane tone de structuri sudate. În consecință vor crește și cererile de cercetare. Din acest motiv I.S.I.M. beneficiază de o investiție, care va dubla suprafața actuală a institutului, dotarea sa va crește de **4 ori** și personalul muncitor va crește de **1,5 ori,** față de nivelele anului 1977.

Institutul este pregătit pentru a trece la o etapă nouă de abordare a cercetărilor, calitativ superioară, în cadrul căreia se va generaliza modul integrat de tratare a problemelor. Astfel de la echipamente și tehnologii, se va trece la conceperea unor linii tehnologice. Producția proprie a I.S.I.M. va atinge un nivel cantitativ și calitativ suficient pentru a prelua unicatele și seriile mici (pînă la 5 buc.) de mașini, echipamente, dispozitive și materiale de sudare și control al calității structurilor sudate. Se vor aborda teme cu pondere mare în economia națională, astfel ca, pe ansamblul industriei producătoare de structuri sudate, productivitatea muncii să se apropie de 100 tone/sudor și an, iar gradul de mecanizare și automatizare să depășească 50%.

CZ : 669.14.252.2 : 621. 785.784

Considerații asupra îmbătrînirii oțelurilor slab aliate termorezistente

Ing. Traian **FLEȘER**, ing. Romulus **PASCU** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

Introducere

Dezvoltarea industriei energetice impune abordarea pe multiple planuri a unor studii vizînd obținerea unor performanțe ridicate în funcționarea agregatelor. Prescripțiile tehnice reclamă proprietăți mecanice și structurale optime pentru oțelurile termorezistente, stabile pentru perioade lungi de exploatare, ceea ce garantează funcționarea la parametrii ridicați.

În condițiile severe de exploatare din instalațiile moderne, o utilizare relativ largă au căpătat oțelurile slab aliate termorezistente de tipul 1 Cr Mo V. Pe lîngă valorile ridicate ale caracteristicilor mecanice determinante pentru durate lungi de utilizare, avantajul acestor oțeluri, în comparație cu alte oțeluri termorezistente aliate, constă și în aspectele economice sensibile.

Utilizarea în condiții de solicitare termică și mecanică determină o modificare a proprietăților materialului, funcție de durata de utilizare. Evident, între cei doi factori menționați, solicitarea termică este dominantă [1].

Oțelurile termorezistente slab aliate se elaborează în cuptoare Martin sau electrice. Înainte de a fi introduse în structura metalică, furniturile realizate din aceste oțeluri se supun tratamentelor termice, ce constau în general din normalizare și revenire. Punctele critice de transformare precum și condițiile de tratament termic depind, printre altele și de compoziția chimică și procedeul de elaborare specific [2], [3].

Pentru a oferi caracteristici corespunzătoare exploatării de lungă durată, structura în stare de livrare este formată din ferită, bainită și perlită. Cantitatea de ferită se limitează superior la cel mult 80% [4], iar bainita trebuie să fie în proporție de 15%. Totodată, structura metalurgică trebuie să conțină precipitări de faze secundare, sub formă de carburi, cît mai mici ca mărime și uniform distribuite în masa grăuntelui feritic. Limitele grăunților este important să fie fără aglomerări de particule de faze secundare. În această stare a oțelului, particulele de carburi de vanadiu au importanța cea mai mare [5, 6].

Pentru folosirea oțelurilor termorezistente este important ca starea inițială de precipitare optimă specifică comportări la solicitarea de durată, să fie suficient de stabilă în condițiile reale de exploatare. Inevitabil însă, în cursul utilizării are loc o coalescență și o grupare a precipitatelor, care afectează sensibil caracteristicile mecanice [7].

Investigațiile efectuate de autori, pentru exemplificare, au abordat problematica degradării unui oțel termorezistent slab aliat prin prisma simulării solicitării reale din exploatare. Rezultatele obținute sînt prezentate comparativ cu rezultatele publicate în literatură [8]. Se urmărește astfel, evidențierea posibilității simulării condițiilor reale prin procese accelerate de îmbătrînire efectuate în laborator și corelarea lor cu rezultatele obținute în condiții normale de utilizare în instalații energetice.

Programul experimental

Investigațiile au urmărit reproducerea situației specifice din exploatare pentru un oțel slab aliat termorezistent. S-a studiat oțelul 12 H 1 M F (GOST 10801—64), echivalent cu oțelul 12 C Mo V 3(STAS 8184—68), avînd următoarea compoziție chimică (0,12% C ; 0,5% Mn ; 0,25% Si ; 1,1% Cr ; 0,95% Mo ; 0,25% V ; 0,20% Ni ; 0,030% S ; 0,030 % P).

Solicitarea mecanică echivalentă din exploatare ($P = 140$ daN/cm^2) este reprodusă pe probe prelevate tangențial din conducte cu pereți groși din acest oțel (∅ 325 x 40 mm). Solicitarea termică este reprodusă nu la nivelul specific de utilizare (565°C), ci la o valoare mai ridicată (700°C) pentru a activa procesul de modificare structurală într-un timp rezonabil de lung. Aceste durate au fost calculate pînă la valori foarte lungi de exploatare (~ 30 ani), considerate maxime pentru parametrii inițiali ridicați ai agregatului energetic.

După încheierea acestui program de simulare a condițiilor reale de utilizare, din aceste probe au fost pregătite epruvete pentru încercările mecanice și examinările metalografice consacrate pentru aceste oțeluri. Încercările mecanice au fost efectuate la temperatura normală (20°C) și la cea de exploatare (565°C). obținute pe probe supuse solicitărilor din exploatare au fost comparate cu cele obținute pe materialul în stare de livrare.

Rezultatele [8] considerate ca bază de comparație au fost obținute cu ocazia controlului periodic curent al unei țevi cu dimensiunile ∅ 273 x 36 mm.

Prezentarea și analizarea rezultatelor experimentale

Rezultatele prezentate în continuare se referă numai la încercări de scurtă durată și la investigații structurale efectuate în condițiile prevăzute de normativele de control a stării tubulaturii utilizate în instalații termoenergetice.

Pentru a avea o imagine mai sugestivă asupra comportării oțelurilor în condiții reale, respectiv simulate de utilizare s-au reprezentat concomitent rezultatele experimentale obținute în cele două stări (fig. 1 și 2).

Din analiza rezultatelor încercărilor de tracțiune la temperatură normală (20°C) se constată o modificare diferențiată a caracteristicilor (fig. 1, a). Astfel, limita de curgere tehnică [RO, 2] în durata de timp analizată a prezentat o tendință similară în cele două stări. Se remarcă o reducere a acestei caracteristici în starea simulată de la cca. 350 N/mm^2 la circa 230 N/mm^2, iar în starea normală de utilizare de la 320 N/mm^2 la 250 N/mm^2, deci reduceri de 34,5%, respectiv 22%. În ceea ce privește rezistența la rupere [Rm], aceasta a fost diminuată mai mult în starea simulată (de la 440 N/mm^2 la 330 N/mm^2), decît în condițiile normale de utilizare (de la 463 la 445 N/mm^2).

Caracteristicile de ductilitate au fost afectate diferit de condițiile reale, respectiv simulate de utilizare. Astfel, de exemplu, gîtuirea la rupere a crescut cu durata la menținere în condiții simulate de la 65% la 70%, iar în condiții reale de utilizare de la 67% la 70%, ceea ce evident nu poate fi considerat semnificativ.

Alungirea la rupere chiar dacă a fost diferită în starea inițială a oțelurilor utilizate, totuși se remarcă un paralelism în comportarea lor în stările analizate. Modificările suferite în acest caz au fost în sensul creșterii acestei caracteristici pe durata investigată cu circa 14—15%.

Trecînd la analiza rezultatelor încercării de tracțiune obținute la temperatura de 565°C (fig. 1 b) se constată o comportare diferită față de cea obținută la temperatură normală. Astfel liniile care reprezintă modificarea caracteristicilor de rezistență obținute în condiții de utilizare reale și simulate sînt rezonabil de paralele. Se observă că limita de curgere este mai puțin sensibilă la durata de menținere la temperatură ridicată în comparație cu rezistența la rupere. Dacă limita de curgere se diminuează cu 24% în condiții simulate și cu 19% în condiții reale de utilizare, rezistența la rupere se diminuează cu 30% în ambele stări.

În ceea ce privește caracteristicile de ductilitate se constată și de această dată comportări diferite. Alungirea la rupere a fost afectată nesemnificativ în ambele stări analizate (de exemplu de la 26% în stare neutilizată a crescut la 28% după aplicarea regimului de simulare).

Totodată, gîtuirea la rupere în starea simulată este afectată de durata de îmbătrînire, constatîndu-se o diminuare a ei cu 13%, în timp ce în condițiile reale de utilizare reducerea a fost doar de 60%. Se poate considera că în acest ultim caz reducerea gîtuirii la rupere a fost puțin semnificativă.

Încercarea la încovoiere prin șoc la temperatură normală a evidențiat faptul că valorile rezilienței nu au fost afectate semnificativ chiar la durate lungi de menținere în condițiile de utilizare reale, iar în starea simulată se constată o reducere de cca. 20%.

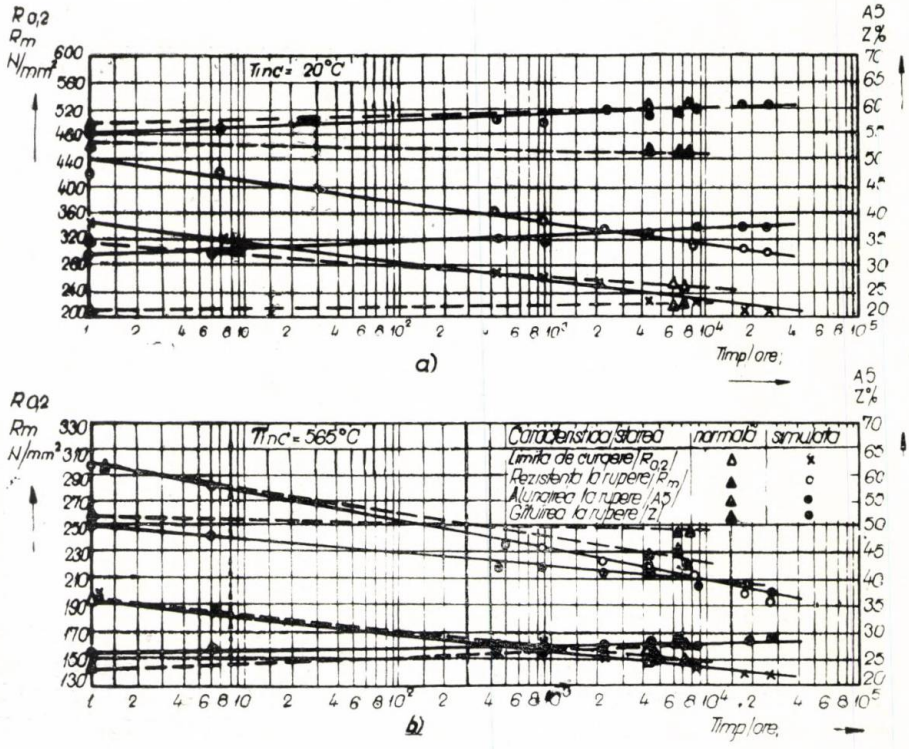


Fig. 1 Dependența caracteristicilor mecanice de tracțiune de durata de îmbătrînire.

Încercarea de încovoiere prin șoc (KCU_2) la temperatura de exploatare (565°C) a evidențiat o comportare similară a oțelului aflat în cele două stări. Valorile rezilienței au crescut cu cca 50% pe durata de utilizare.

Urmărindu-se caracteristicile de ductilitate la încercarea de încovoiere prin șoc, nu a fost evidențiată o dependență de durata de aplicare a condițiilor de simulare.

Încercările de duritate HV 0,1 au pus în evidență pentru starea simulată o reducere a caracteristicii doar de 8% la durate mari de menținere la temperatură ridicată comparativ cu starea de livrare (fig. 3).

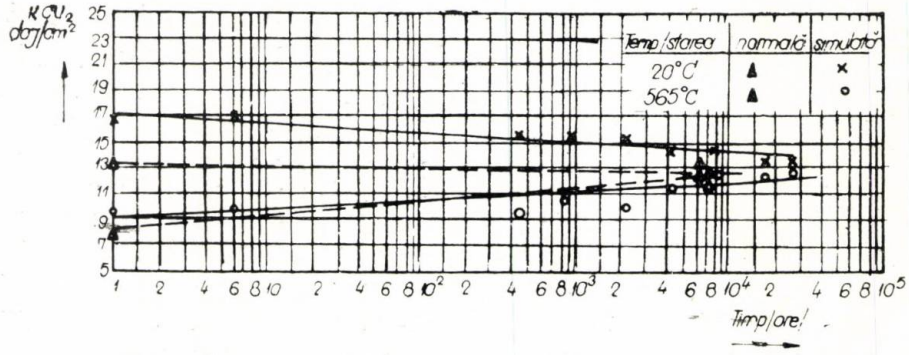


Fig. 2 Dependența rezilienței (KCU_2) de durata de îmbătrînire.

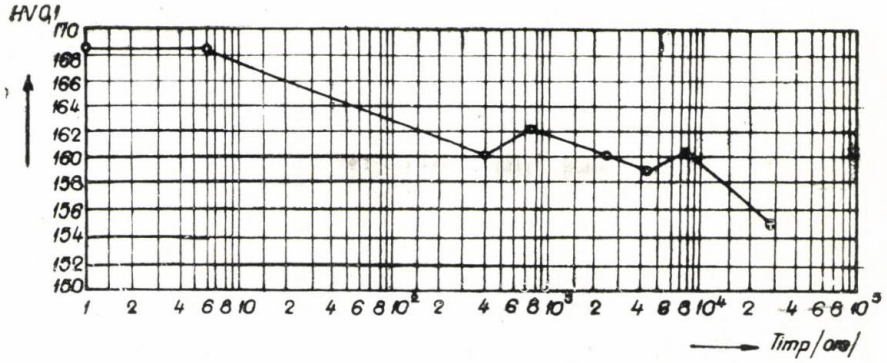


Fig. 3 Dependența durității (HV 0,1,) de durata de îmbătrînire.

De o importanță la fel de mare ca și caracteristicile mecanice și în strînsă interdependență cu acestea se află caracteristicile structurale. Cu aspectul metalografic din figura 4, oțelurile luate în studiu corespund pre-

Fig. 4 Structura oțelului 12 H 1 M F în stare de livrare (atac nital 2%, 1000 x) :
a) starea de utilizare normală ;

b) starea de utilizare simulată.

vederilor din normativele de recepție (GOST 10801—64), și pot fi utilizate în condiții de siguranță în instalații termoenergetice.

Pe măsura creșterii duratei de solicitare termică și mecanică (72.000 ore) au loc modificări sensibile ale structurii metalurgice. Carburile din bainită încep să prezinte tendințe de globulizare, au loc noi precipitări, urmate de procese de coalescență (fig. 5).

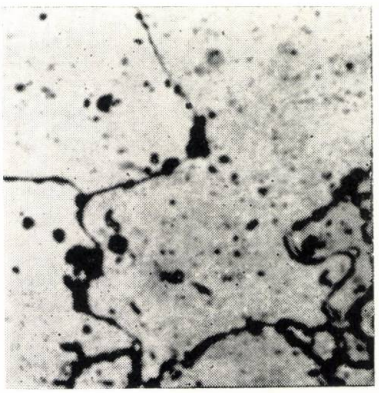
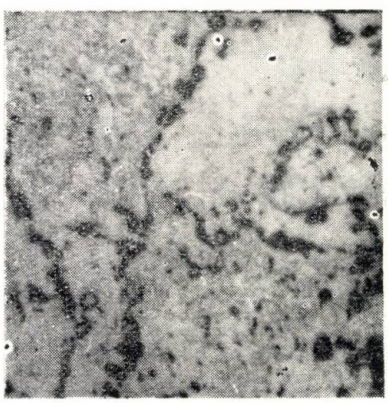


Fig. 5 Structura oțelului 12 H 1 M F după 72.000 ore de utilizare (atac nital 2%, 1000 x) :
a) starea de utilizare normală ;



b) starea de utilizare simulată.

La durate mai lungi de solicitare (175.000 ore), degradarea structurii avansează în direcția creșterii proporției de ferită față de starea lor de livrare, pe seama bainitei și perlitei. Totodată, continuă transformarea și creșterea (coalescența) particulelor de faze precipitate din masa grăunților și tendința ca în marea lor majoritate să migreze la limitele grăunților (fig. 6).

La obținerea unui asemenea aspect structural și luînd în considerare și caracteristicile mecanice, se constată că oțelul se află într-o starea avansată de degradare. În această si-

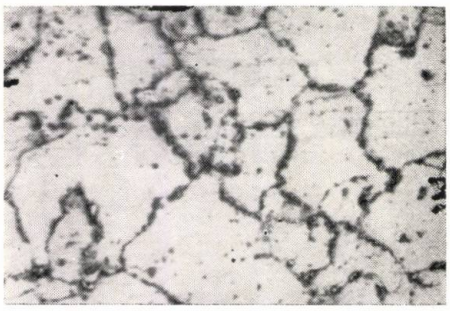


Fig. 6 Structura oțelului 12 H 1 M F după 175.000 ore de menținere în starea simulată (atac nital 2%, 1000 x).

tuație, recomandarea normativelor de control este de a reduce parametrii de utilizare ai agregatului, fapt care frînează sau atenuează continuarea procesului de îmbătrînire a oțelului, iar în cazurile extreme înlocuirea reperului din instalație.

Concluzii

Din analiza comparativă a rezultatelor obținute din investigațiile pe un oțel slab aliat termorezistent în două stări de utilizare se constată următoarele :

a) durata de aplicare a solicitărilor mecanice și termice corespunzătoare condițiilor normale de utilizare sau simularea acestora afectează diferențiat caracteristicile mecanice și structurale ;

b) există efecte similare asupra unor caracteristici mecanice datorită aplicării celor două regimuri de solicitare. Acestea s-au materializat prin variația limitei de curgere, alungirii și gîtuirii la rupere la temperatura normală și ridicată, precum și a rezilienței la temperatură ridicată ;

c) examinările metalografice au pus în evidență degradarea sensibilă a structurii oțelului față de starea de livrare, în sensul descompunerii bainitei în ferită și carburi ;

d) de o importanță primordială este starea generală a oțelului în starea inițială. Pentru a putea stabili corelații de genul celor prezentate este necesar un volum mare de experimentări care să confere nivele statistice de încredere optime, cu atît mai mult că există o dispersie mare a caracteristicilor în starea de livrare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Toft, E. H., Marsden, R. A.:* Structural processes in creep, Special Report Iron and Steel Institute London, nr. 70, 1961, p. 276.

[2] *Balahovka, B. M.:* Metalovedenie i termiceskaia obrobotka metalov, nr. 6, 1977, p. 68.

[3] *Lanskaia, K. A.:* Metalovedenie i termiceskaia obrobotka metalov, nr. 7, 1971, p. 19.

[4] *Pruka, T. Sobotka, J.:* Hytnicke listy nr. 1, 1975, p. 31.

[5] *Foldyna, V., Pruka, T.:* Archiv für das Eisenhüttenwesen nr. 6, 1969, p. 499.

[6] *Naumann, F. K.:* Archiv für das Eisenhüttenwesen 1971, W6, pag. 439.

[7] *Purmensky, I., Foldyna, V.:* Hytnicke listy nr. 6, 1976, p. 421.

[8] *Rozenstein, B., Maziliu, E.:* Cercetări metalurgice, vol. 14, 1973, 29, București, p. 305.

CZ : 669.14.018.253.3 : 620.18 : 621.75

Aspecte ale fragilizării structurale a oțelurilor rapide în cursul procesului de fabricație a sculelor

Ing. Friedrich **BÄR**, dr. ing. Ștefan **MORARIU**,
fiz. Nicolae **FARBAȘ**, ing. Romulus **PASCU** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

1. În lucrare se prezintă unele aspecte ale fragilizării oțelului rapid, material din care se execută partea activă a tarozilor. Acest fenomen conduce la rebutarea unor scule datorită fisurării, respectiv ruperii în timpul procesului de fabricație. Ruperea se produce în zona cozii tarodului și în partea dintelui. Tarozii sînt fabricați din două sortimente de oțeluri :

— partea activă este realizată din oțel rapid (RP 3 sau RP 5) ;

— partea de prindere a sculei se execută din oțel de calitate (OLC 45).

Compoziția chimică a acestor oțeluri este prezentată în tabelul 1.

Tehnologia de fabricație a tarozilor cuprinde o serie de operații de prelucrare mecanică (strunjiri, rectificări, frezări), precum și tratamente termice preliminare (recoaceri) și finale (căliri + reveniri înalte).

Tratamentul termic preliminar (încălzire la 840°C, menținere 4 ore, răcire în cuptor pe diferite trepte) are ca scop înmuierea structurii în vederea facilitării prelucrărilor mecanice. Tratamentul termic final (călire la 1260°C, răcire în băi de săruri, revenire înaltă

la 560°C cu menținere o oră) conferă materialului duritatea finală conform documentației tehnologice.

Compoziția chimică a oțelurilor cercetate

Tabelul 1

Sortimentul	Compoziția chimică (%)						
	C	Mn	Si	Cr	Mo	W	V
Oțel rapid RP 3	0,76	0,40	0,35	3,80	0,55	18,7	1,20
Oțel rapid RP 5	0,80	0,40	0,30	4,20	5,10	6,80	1,85
Oțel de calitate OLC 45	0,40	0,65	0,28	0,21	—	—	—

Oțelul rapid forjat și recopt prezintă în structură o masă de bază austenitică saturată în carbon, din care aproximativ 70% se prezintă ca fază austenită și aproximativ 30% carburi complexe ale elementelor de aliere [1].

După cum este în general cunoscut, din procentul maxim de carbon aproximativ 0,85% din oțelul rapid, 0,3—0,4% se găsește în masa austenitică, restul fiind legat sub formă de carburi. Elementele de aliere se repartizează diferențiat astfel: wolframul (W), molibdenul (Mo), vanadiul (V) integral în carburi, cromul (Cr) împărțit în egală măsură între masa de bază și carburi [2]. Carburile elementelor de aliere, în special cele de W și Cr se dizolvă greu în austenită, dar odată dizolvate ies foarte greu din soluție, ceea ce face ca stabilitatea austenitei să crească, descompunerea ei fiind mult încetinită. Din această cauză și martensita formată în urma călirii este foarte stabilă la revenire [3].

Oțelurile rapide avînd un procent ridicat de wolfram (6—7% în R P 3 și circa 19% în R P 5), structura va conține o cantitate ridicată de carburi complexe de tipul Fe_2W_2C cu o duritate foarte mare și o stabilitate la cald corespunzătoare.

În timpul recoacerii datorită unei menținer îndelungate are loc un proces de descompunere a soluției solide și a carburii Fe_2W_2C după reacția:

$$m<Fe_2W_2C>+\text{austenită}\rightarrow n<F_2W_2C>+p<WC>+s<Fe_3C> \quad (1)$$

Carbura de wolfram $<WC>$ obținută astfel este practic insolubilă în austenită și poate suferi transformări ulterioare:

$$p<WC>\rightarrow p_1<W>+p_2<C> \quad (2)$$

În urma călirii, din austenită apare soluția suprasaturată în carbon (martensita) care este relativ stabilă, reacțiile (1) și (2) decurg în continuare. În zonele unde se produc aceste reacții integritatea materialului este distrusă.

Apariția carbonului liber $<C>$ rezultat din reacțiile de descompunere ale carburilor complexe în special cele de wolfram însoțește fenomenul de „ruptură neagră" [2], [3].

2. În scopul determinării cauzelor care provoacă ruperea tarozilor, s-au prelevat atît probe metalografice din sculele degradate în procesul de fabricație cît și probe metalografice calitativ corespunzătoare asupra cărora s-au executat următoarele investigații:

- **examinări macro-microstructurale;**
- **determinarea durității Vickers (*HV 5*) și *HV 0,1*) în zonele de rupere;**
- **examinări ale suprafețelor de rupere cu ajutorul metodelor fractografice.**

Pentru examinările macro-microstructurale și încercări de duritate probele s-au selectat după cum urmează:

— secțiuni longitudinale pentru examinarea tarozilor rupți în zona îmbinării sudate;

— secțiuni transversale și longitudinale în vederea examinării tarozilor rupți în zona activă.

Examinările **macrostructurale** au evidențiat unele aspecte caracteristice. Astfel:

a. În porțiunea sudată (oțel rapid R P 3 sau R P 5 cu oțel OLC 45) fisurarea oțelului rapid s-a produs în apropierea unei pete negre plasată la marginea suprafeței de rupere (figurile 1 și 2).

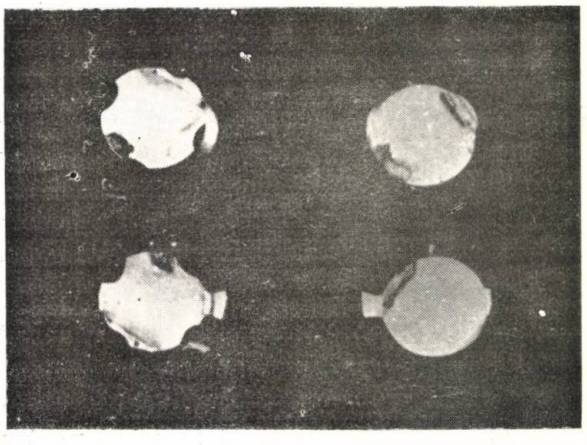


Fig. 1 Oțel RP 3, suprafața de rupere în secțiune transversală cu aspecte de „ruptură neagră".

b. Suprafața de rupere a dintelui tarodului prezenta o formă caracteristică, asemănătoare pentru toate tipurile de tarozi indiferent de diametru și lungime (figura 3).

Pe suprafața de rupere a dintelui nu s-au observat pete negre, lucru ce presupune că ruperea s-ar datora fenomenului de fragili-

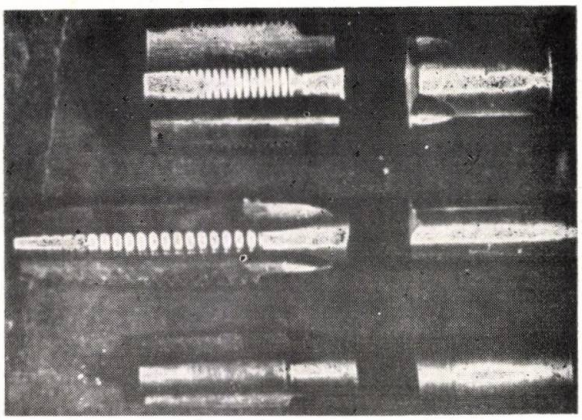


Fig. 2 Oțel RP 3, suprafața de rupere în secțiune longitudinală cu aspecte de „ruptură neagră".

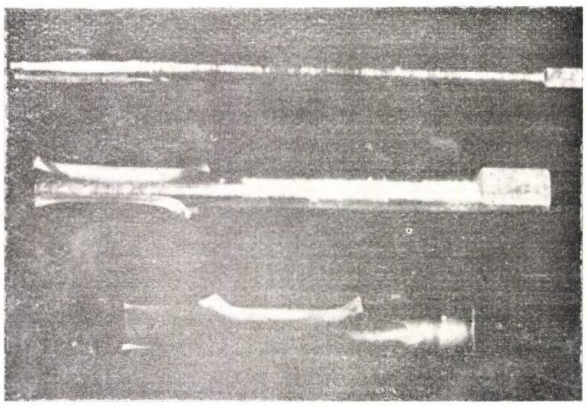


Fig. 3 Oțel RP 5, suprafața de rupere în secțiune longitudinală fără aspecte de „ruptură neagră".

zare a oțelului rapid, structura prezentînd fie faze foarte dure în raport cu masa de bază, fie producîndu-se reacții chimice de descompunere a fazelor.

Defectele observate sub formă de pete negre sînt cunoscute în literatura de specialitate sub denumirea de „ruptură neagră".

Examinările **microstructurale** s-au efectuat pe probe metalografice prelevate și pregătite conform STAS 4203—74, evidențierea structurilor s-a realizat diferențiat folosind pentru oțelul carbon de calitate *OLC* 45 reactivul chimic nital 2%, iar pentru oțelul rapid o soluție clorhidrică de acid picric [4].

a. Oțelul *OLC* 45 studiat are o structură perlito-feritică, ferita fiind dispusă la limita agregatelor perlitice sub formă de rețea în zonele neinfluențate termic de procesul de sudare (figura 4) la măriri mari (1250 x) această rețea apare discontinuă (figura 5).

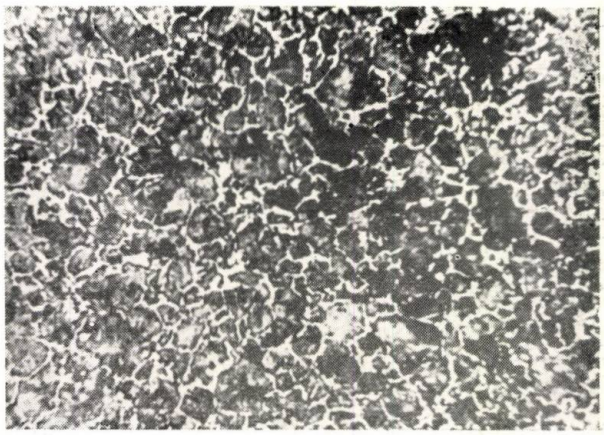


Fig. 4 Microstructura oțelului OLC 45 (atac nital 2%, 100x).

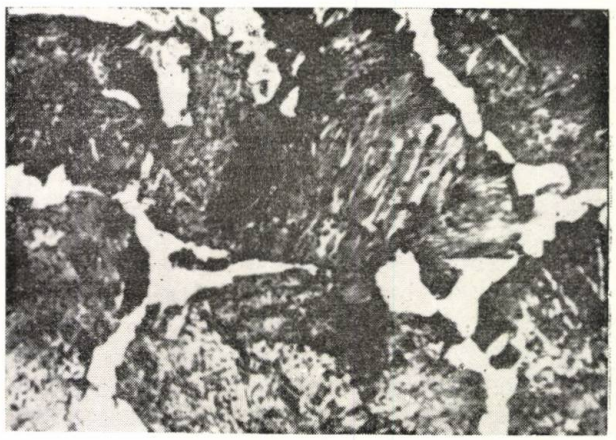


Fig. 5 Microstructura oțelului OLC 45 (atac nital 2%, 1250x).

b. În zona sudurii s-a evidențiat o structură uniformă alcătuită din ferită brăzdată de formațiuni alungite perlitice (figura 6).

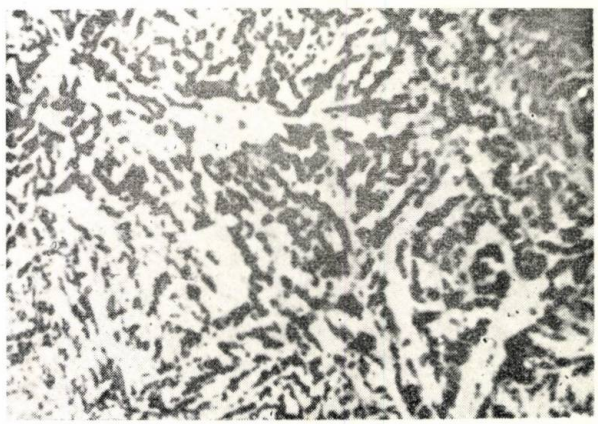


Fig. 6 Microstructura zonei sudate oțel RP 3 + oțel OLC 45 (atac nital 2%, 1250x).

c. În zona influențată termic a oțelului OLC 45 (ZIT_{OLC45}) se observă o slabă decarburare, fondul structurii prezentînd porțiuni negre de perlită (figura 7).

Fig. 7 Microstructură $ZIT_{OLC\ 45}$ (atac nital 2%, 1250x).

d. Oțelul rapid neinfluențat termic de procesul de sudare are o structură de călire martensitică fină cu carburi complexe (figura 8).

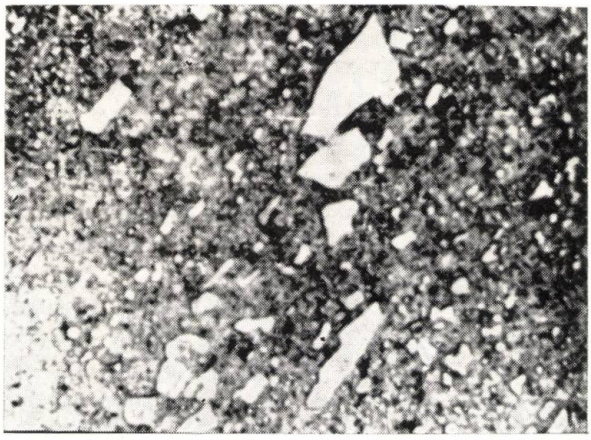


Fig. 8 Microstructura oțelului rapid RP 3 (atac HCL, 1250x).

e. Zona influențată termic a oțelului rapid (ZIT_{RP3} sau ZIT_{RP5}) are o structură fină compusă din perlită sorbitică în care se înglobează formațiuni poliedrice și globulare de carburi ale elementelor de aliere. Prin examinări la microscopul electronic s-a constatat că o serie de carburi printre care și cele de wolfram se plasează intergranular (figurile 9 și 10).

Zonele din apropierea suprafețelor de rupere ale tarozilor existente fie în zona sudurii, fie în zona dintelui prezintă la scară

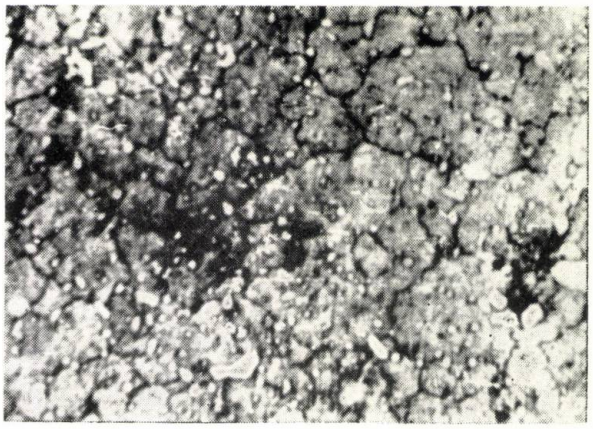


Fig. 9 Microstructură $ZIT_{RP\ 3}$ (atac HCl, 1250x).

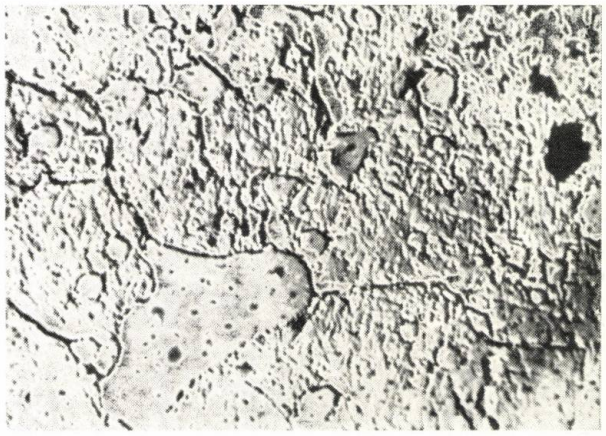


Fig. 10 Microstructură $ZIT_{RP\ 5}$ (atac HCl, 3500x).

microscopică carburi poliedrice de wolfram afectate de reacția de descompunere prin apariția unor porțiuni negre în interiorul poliedrelor (figura 11 și 12).

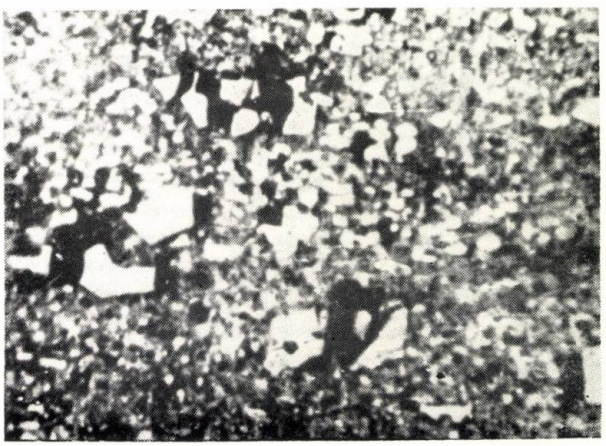


Fig. 11 Microstructură RP 3 în apropierea suprafeței de rupere (atac HCl, 1250x).

Determinarea durităților *HV* 0,1 și *HV* 5 s-a efectuat atît în zonele transversale (figu-

ra 13) cît și în zonele longitudinale (figura 14), imediat învecinate suprafețelor de rupere din oțelul rapid.

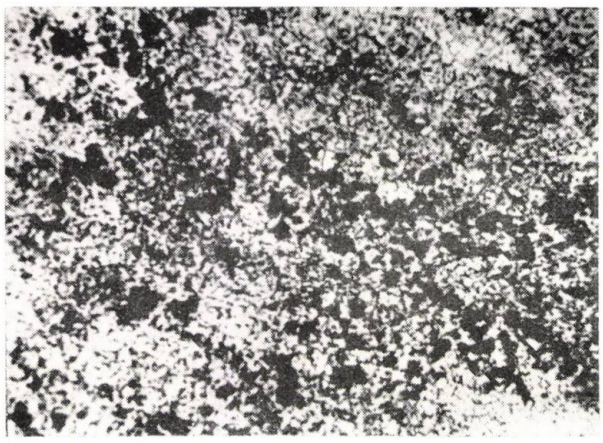
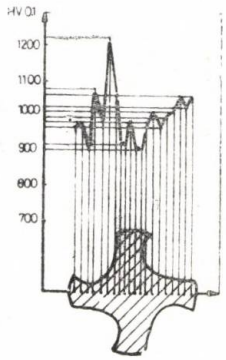


Fig. 12 Microstructură RP 5 în apropierea suprafeței de rupere (atac HCl, 1250x).



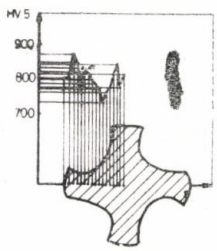
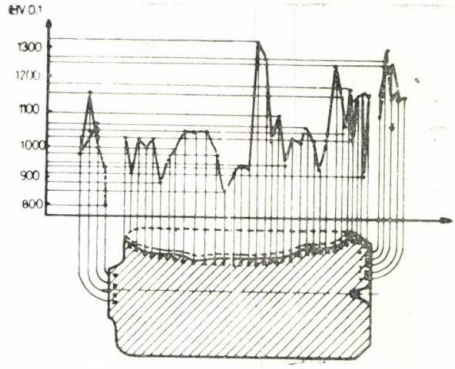


Fig. 13 Variația durităților HV 0,1 și HV 5 funcție de distanță pe secțiunea transversală a oțelului rapid RP 3.

Variațiile de duritate HV 0,1 și HV 5 funcție de distanță atestă valori ale durităților cuprinse între 900 și 1300 unități HV 0,1 respectiv 700—900 unități HV 5 făcînd astfel posibilă apariția unor microvolume puternic durificate, care pot produce local fenomen de fragilizare structurală.

Examinările suprafețelor de rupere (prin metode fractografice prezintă o decoeziune intercristalină (figura 15) și parțial o rupere transcristalină prin clivaj.



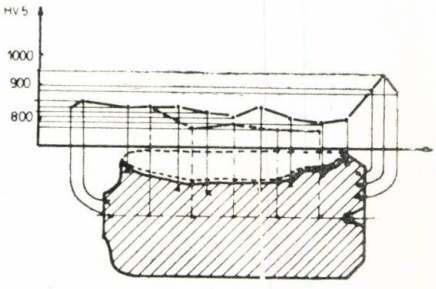


Fig. 14 Variația durităților HV 0,1 și HV 5 funcție de distanță pe secțiunea longitudinală a oțelului rapid RP 3.

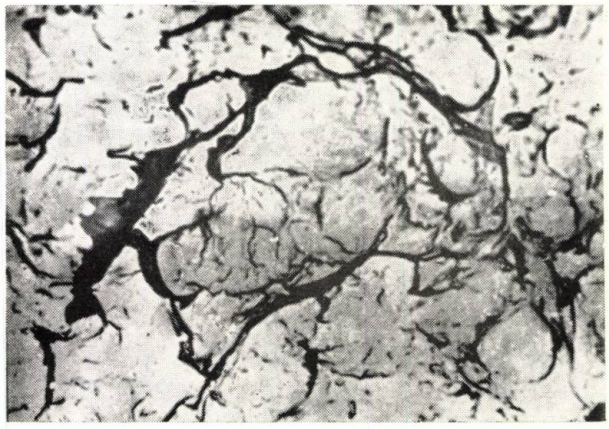


Fig. 15 Microfractografia suprafeței de rupere la oțelul rapid RP 3 (8400x).

3. Studiul termodinamic al fenomenului de descompunere al carburilor complexe permite determinarea variației potențialului termodinamic Gibbs funcție de temperatură.

Pentru reacția :

$$< WC > \rightarrow < W > + < C > \qquad (3)$$

Variația potențialului Gibbs în raport cu temperatura procesului de încălzire este liniară de forma :

$$G_T = 9.100 - 0{,}4\,T \qquad (4)$$

în care :

— G_T este potențialul termodinamic Gibbs (cal)
— T este temperatura procesului în °K.

Domeniul de valabilitate a relației (4) este cuprins între 298°K — 2000°K [5].

După cum se cunoaște, din punct de vedere termodinamic starea de echilibru a unui sistem este atinsă atunci cînd energia liberă Gibbs (G_T) este minimă. Datorită transformărilor care se produc în oțelul rapid ca urmare a schimbărilor condițiilor exterioare și interioare (temperatură, presiune, concentrație) există tendințe de trecere de la o stare la o altă stare cu energie liberă mai mică sau în cazul general cu potențialul termodinamic Gibbs minim [6].

La creșterea temperaturii (peste 300°K) există tendințe de creștere a potențialelor termodinamice Gibbs, sistemul de carburi ieșind din starea de echilibru.

Reacția de descompunere a carburii de wolfram <WC> este favorizată de încălzire ; prin menținerea sistemului la temperaturi înalte reacția odată declanșată va continua să se desfășoare, deși pe măsura creșterii temperaturii se observă o tendință de deplasare a echilibrului spre stînga.

Diferența de 620 cal. reprezentînd variația potențialului termodinamic Gibbs la temperaturile de 300°K și 1000°K ($G_{300} - G_{1000} = 620$ cal) este neglijabilă față de valoarea $G_T = 9000$ cal. necesară declanșării reacției de descompunere, este de asemenea neglijabilă și față de abaterea $\pm$ 3000 cal. cu care s-a calculat funcția termodinamică (4) [10].

Deoarece conținutul de wolfram al oțelurilor rapide (RP 3, RP 5) este preponderent wolframul găsindu-se în totalitate sub formă de carbură, descompunerea carburii de wolfram <WC> influențează decisiv capacitatea oțelului prin decoeziunea rețelei cristaline a metalului.

4. Concluzii

Rezultatele cercetării evidențiază importanța deosebită care trebuie acordată atît stabilirii parametrilor optimi ai tratamentelor termice aplicate tarozilor cît și respectării acestora în vederea evitării fragilizării datorită proceselor de descompunere ale carburilor.

„Ruptura neagră" s-a dovedit a fi cauza principală a degradării sculelor realizate din oțel rapid, degradare ce are loc în timpul procesului de fabricație.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Dulamiță, T.* : Alegerea și tratamentul termic al oțelurilor de scule, București, Editura tehnică, 1963.

[2] *Rau, A., Voicu, S.* : Elaborarea oțelurilor de scule, București, Editura tehnică, 1964.

[3] *Schumann, H.* : Metallographie, Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1967.

[4] * * * : De ferri metallographia, vol. I, II. Bruxelles, Presses Academiques Europèenness, Se. 1966.

[5] *Biswas, A. K., Basforth, R. G.* : The Physical chemistry of Metallurgical Processes, London, Chapman and Hall, 1962.

[6] *Matshillert, and Matswaldenström* : A thermodynamic Analysis of the Fe-Mn-C System, Metallurgical Transactions, vol. 8 A, Jan. 1977, p. 4—12.

CZ : 338.05 : 681.17.621.78

Metode și aparate magnetice pentru controlul austenitei reziduale în semifabricate tratate termic

Fiz. Ludovic **VARGA** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

Generalități

Caracterizarea structurală a unor oțeluri slab și bogat aliate după diferite procese de sudare sau după tratament termic implică specificarea conținutului de austenită reziduală. Austenita reziduală este o fază metastabilă la temperatura camerei. Transformarea ei în martensită cubică, însoțită de precipitarea carburilor și de transformarea martensitei de călire, tetragonală de asemenea în martensită cubică produce modificări dimensionale și totodată schimbă harta tensiunilor remanente. Se impune deci, controlul precis al conținutului de austenită reziduală în vederea stabilirii unor tehnologii de tratamente termice corespunzătoare conținutului optim de austenită reziduală.

Metodele metalografice — cu excepția unor procedee speciale, prea puțin răspîndite [1] — se pretează mai puțin la evaluarea cantitativă a austenitei reziduale în oțeluri călite. Cauza este contrastul de intensitate redus dintre martensită și austenită și dispersia fină a austenitei în masa martensitică.

De aceea pincipalele metode folosite pentru evaluarea cantitativă a austenitei reziduale sînt metode fizice — bazate pe măsurători roentgenografice, dilatometrice sau magnetice [2]. În lucrarea [3] s-au trecut în revistă și alte metode fizice — bazate pe efectul Mössbauer, pe măsurarea rezistenței electrice, pe măsurarea tensiunii termoelectrice, pe măsurători calorimetrice etc. — acestea însă nu au ajuns să fie folosite la scară industrială.

Dintre metodele fizice menționate, metodele magnetice se pretează cel mai bine la cerințele practice: control rapid, nedistructiv, direct pe probă și pe cît posibil independent de forma și dimensiunea probelor.

În lucrarea de față se descriu trei metode și aparate magnetice, valorificate în industria rulmenților, în fabricația sculelor și în controlul cusăturilor sudate.

Bazele fizice ale metodelor magnetice

Toate cele trei metode magnetice se bazează pe măsurarea magnetizării de saturație. Această caracteristică magnetică întrunește două condițiuni esențiale: sensibilitatea mare față de volumul relativ al fazelor componente și sensibilitatea redusă față de modificările stucturale (granulație, defecte etc.). Permeabilitatea magnetică în schimb depinde în mare măsură și de factori stucturali și numai în anumite cazuri se poate folosi pentru caracterizarea compoziției fazice.

Corelația dintre magnetizarea de saturație I_s și conținutul de austenită reziduală p_a este lineară, magnetizarea de saturație exprimîndu-se ca o sumă ponderată a magnetizărilor de saturație a fazelor componente:

$$I_{total} = \sum_i p_i (I_s)_i \qquad (1)$$

Austenita reziduală este o fază nemagnetică, martensita și o parte din cabluri de exemplu cementita, sînt faze magnetice. Astfel prezența austenitei reziduale în structura oțelului tratat termic reduce magnetizarea de saturație a probei.

Presupunînd o structură bifazică formată din austenită și martensită, celelalte faze (carburi, incluziuni) fiind într-o proporție neglijabilă, atunci conținutul de austenită reziduală se determină din relația:

$$p_a = \frac{I_s^{et} - I_s^{probă}}{I_s^{et}} \qquad (2)$$

dedusă din relația (1), unde:

I_s^{et} și $I_s^{probă}$ reprezintă intensitatea magnetică de saturație pentru etalon și probă de controlat.

În acest fel problema determinării conținutului de austenită reziduală într-o piesă dată se reduce la măsurarea magnetizării de saturație în piesa respectivă și în piesa etalon identică cu prima dar din care s-a eliminat prin tratamente termice adecvate austenita reziduală.

De remarcat este faptul că aceeași formulă simplă (2) se poate folosi și în cazul oțelurilor care conțin pe lîngă austenită și martensită și o importantă cantitate de carburi dacă se alege un etalon potrivit avînd în structură o cantitate de carburi similare cu cea din probă de controlat. Eroarea absolută din cauza etalonului nu depășește în general 2%, care este acceptabilă în industrie.

Pentru măsurarea și compararea magnetizărilor de saturație, literatura [4, 5, 6] indică în majoritatea cazurilor metode de laborator (metode balistice, metoda balanței etc.) folosind epruvete speciale prelevate din piesă distrugînd astfel piesa.

Avînd în vedere cerințele industriei, metodele și aparatele magnetice realizate sînt nedistructive și se aplică direct pe probă.

Metoda punții magnetice. În principiu o punte magnetică constă din două circuite magnetice închise, dintre care unul conține proba iar celălalt etalonul (figura 1). Prin ramura comună trece diferența fluxurilor magnetice, dependentă de reluctanțele cir-

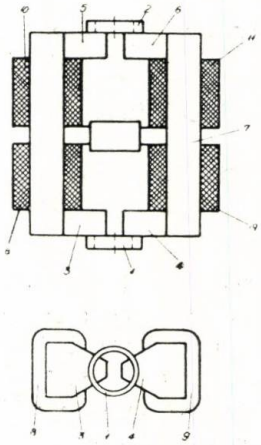


Fig. 1 Schema punții magnetice.

cuitelor. Dacă proba și etalonul sînt aduse la saturație magnetică și jugul punții este astfel dimensionat încît reluctanța lui să fie foarte redusă în raport cu cea a probelor, atunci fluxul din ramura mediană a punții va fi determinată de diferența magnetizărilor de saturație $(I_s)^{pr} - (I_s)^{et}$ [7, 8].

Pentru efectuarea unor măsurători cu puntea magnetică există două posibilități : fie că se măsoară direct fluxul de diferență din ramura mediană printr-un traductor magnetic adecvat ca bobina rotitoare [9], ferosondă [10] și altele, sau se adoptă metoda de nul, folosind un circuit de echilibrare a punții.

Puntea magnetică realizată la I.S.I.M. [11] lucrează conform metodei de nul. În figura 1 se reprezintă vederea din sus și vederea laterală a punții magnetice, aplicată în acest caz pentru determinarea austenitei reziduale în inele de rulmenți. Inelul de măsurat 1 și inelul etalon 2 se aplică frontal pe piesa polară de formă trapezoidală 3, 4 respectiv 5, 6, ale jugului magnetic 7 prevăzute cu înfășurările de magnetizare 8, 9, 10, 11. Forma trapezoidală a pieselor polare asigură, pe de o parte reducerea fluxului magnetic de dispersie, iar pe de altă parte folosirea aparatului în condiții similare pentru o gamă cît mai largă de tipodimensiuni de inele.

Pentru indicarea fluxului de dezechilibru din ramura mediană se folosește o ferosondă sondă Förster [12]) într-o variantă prezentată în lucrarea [13].

În figura 2 se reprezintă schema electrică a punții magnetice. Ferosonda 14 constă de fapt dintr-un transformator diferențial cu două înfășurări primare legate în opoziție și cu o înfășurare secundară care îmbracă ambele ramuri de excitație. Astfel în lipsa unui flux magnetic prin ramura mediană, instrumentul 15 din circuitul secundarului indică un curent nul. În prezența unui flux continuu prin ferosondă cele două ramuri de excitație devin nesimetrice și astfel în secundar apare un semnal în medie diferit de zero. Întrucît semnalul ferosondei nu variază linear cu fluxul ce trece prin el numai la fluxuri mici, ferosonda este utilizată ca indicator de nul.

Pentru echilibrarea punții se șuntează una din bobinele de magnetizare cu rezistența variabilă 12, micșorînd astfel fluxul magnetic din ramura etalonului. Curentul de absorbție măsurat de ampermetrul 13 este proporțional cu fluxul de dezechilibru deci cu conținutul de austenită din probă ; ca urmare ampermetrul 13 poate fi etalonat direct în procente de austenită reziduală.

Suplimentar, aparatul poate fi folosit și pentru măsurarea cîmpului coercitiv al pieselor. În acest scop se îndepărtează etalonul și se introduce în circuitul magnetic al probei un flux de sens invers prin inversorul K_2 (comutatorul K_1 se pune în poziția II) valoarea curentului reglîndu-se prin rezistența variabilă 16 pînă cînd aparatul indicator al ferosondei 15 indică flux nul. Curentul citit pe ampermetrul 17 este o măsură a cîmpului coercitiv.

Puntea magnetică are următoarele caracteristici principale :

- tensiunea de alimentare : 220 V ;
- forța magnetomotoare : 30.000 Aspire ;
- greutatea totală : 80 kg ;
- dimensiuni :
  - puntea magnetică : 500 x 390 x 230 mm ;
  - unitate de alimentare și măsură : 460 x 380 x 340 mm ;
- curentul de alimentare : variabil între 0—5A ;
- domeniul de măsurare : 1% ... 25% austenită ;
- eroarea absolută 1% austenită ;
- secțiunea maximă a probelor : 12 cm^2.

În figura 3 se reprezintă vederea de ansamblu a punții magnetice. Puntea magnetică și metodologia prezentată aici este folosită în mod curent la determinarea austenitei reziduale în inele de rulmenți.

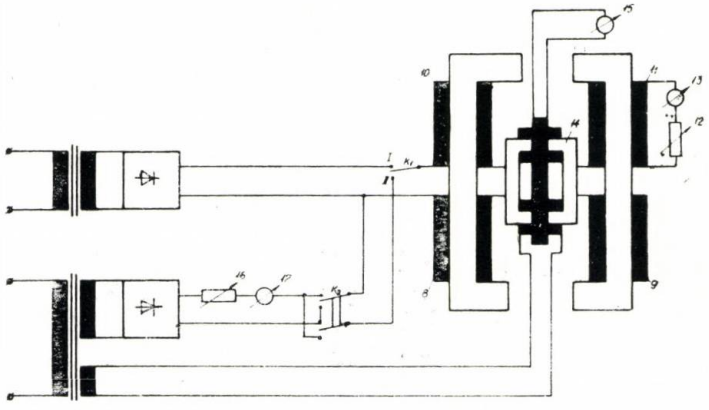


Fig. 2 Schema electrică a punții magnetice.

Pentru exemplificarea rezultatelor experimentale în figura 4 s-a reprezentat curba de etalonare pentru un inel de rulment tip

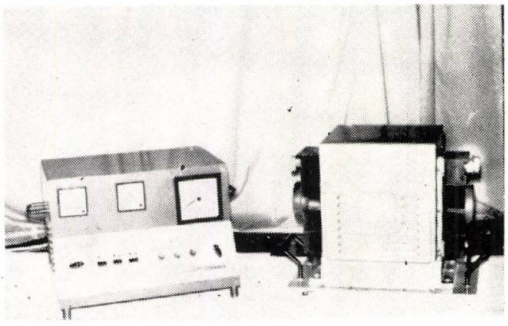


Fig. 3 Vedere de ansamblu a punții magnetice.

32309-2. Pe abcisă s-a reprezentat curentul de echilibru iar pe ordonată valoarea austenitei reziduale determinată prin metoda in-

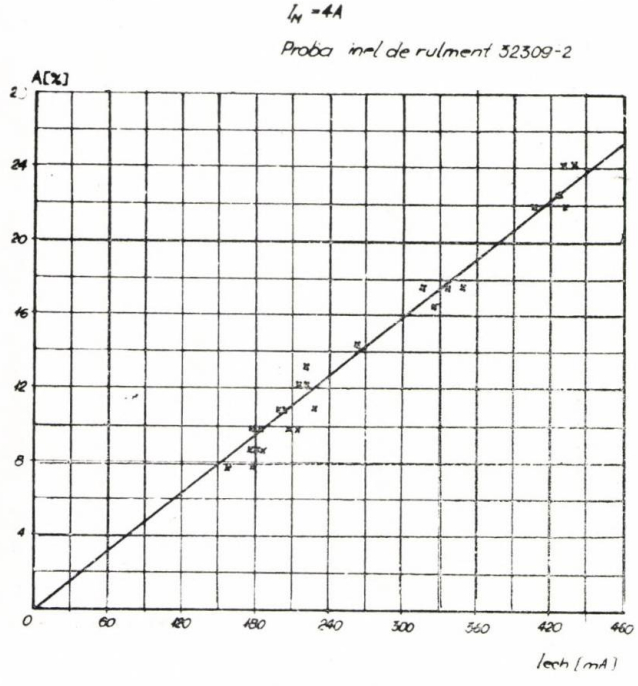


Fig. 4 Curba de etalonare pentru puntea magnetică.

ductivă. Probele au fost diferențiate din punct de vedere a conținutului de austenită reziduală în urma unor tratamente termice diferite, variind atît temperatura de austenitizare cît și temperatura și durata revenirii. Regresia lineară cu indicele de corelație de 97% se regăsește și la alte tipodimensiuni de unele ce denotă versalitatea mare a aparatului. Față de dezavantajul necesității etalonării aparatului, puntea magnetică prezintă avantajul unei sensibilități și putere de separare net superioare față de celelalte metode.

Metoda inductivă. Metoda inductivă se bazează pe măsurarea tensiunii induse într-o bobină sondă care îmbracă proba, la schimbarea bruscă a magnetizării probei de la $+M_s$ la $-M_s$ Schema bloc a aparatului este reprezentată în figura 5.

Aparatul se compune din circuitul de magnetizare J care cuprinde proba P_r avînd forma de bară ; din sursa de alimentare R și din circuitul de măsură a tensiunii induse în bobina sondă BS care apare la inversarea polarității curentului I introdus în bobina de magnetizare BM. Tensiunea indusă în bobina sondă este proporțională cu variația fluxului din probă și prin aceasta cu magnetizarea de saturație a probei.

Pentru determinarea conținutului de austenită reziduală se reglează prin potențiometrul P deviația instrumentului pentru proba etalon astfel ca deviația să fie maximă (100 diviziuni). Astfel indicațiile instrumentului pentru probe avînd aceeași formă și aceleași dimensiuni dar cu un conținut oarecare de austenită reziduală vor fi mai mici. Indicația va fi cu atît mai mică cu cît conținutul de austenită reziduală va fi mai mare. Ca instrument indicator se folosește un fluxmetru sau un milivoltmetru transformat să lucreze în regim balistic.

În practică se poate folosi pentru magnetizarea piesei circuite magnetice ale altor aparate magnetice cum sînt aparatele Magnaflux, Contromag [3] folosite în defectoscopia pieselor cu pulberi magnetice.

Circuitul magnetic construit în prezenta lucrare prezintă avantajul că permite diferite așezări ale probei avînd fălci mobile în direcția verticală și orizontală și prin aceasta devine posibilă efectuarea unor măsurători

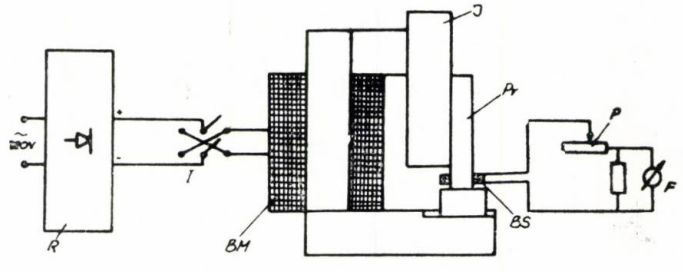


Fig. 5 Schema bloc a aparatului inductiv.

locale de-a lungul probei bazîndu-se pe faptul că numai porțiunea dintre piesele polare, cuprinsă de bobina sondă, determină fluxul magnetic ce se măsoară, restul probei făcînd parte din jugul circuitului de magnetizare.

În figura 6 se reprezintă rezultatele unor măsurători locale pe o probă de reziliență din oțel de scule tratat neomogen la un simulator de cicluri termice (tip : Philips LS 1301). În acest simulator încălzirea probei se realizează cu ajutorul unui curent puternic care străbate proba, capetele probei fiind răcite și menținute la temperatura camerei. Măsurătorile s-au făcut pe o porțiune de 3 mm lungime și pentru comparație s-a măsurat și duritatea din 3 în 3 mm. Interesant de remarcat că duritatea variază la fel ca austenita reziduală, deși austenita este considerată ca o fază mai moale. Aceasta arată că duritatea în acest caz este determinată de tensiunile reziduale și mai puțin de compoziția fazică.

În figura 7 se reprezintă vederea de ansamblu a aparatului inductiv. Aparatul este folosit în mod curent la determinarea conținutului de austenită reziduală în diferite locuri : la Intreprinderea de Autocamioane Brașov pentru controlul sculelor din oțel rapid (tarozi, burghii, alezoare etc.), la Fabrica de Rulmenți din Alexandria pentru controlul inelelor de rulmenți de dimensiuni mici avînd

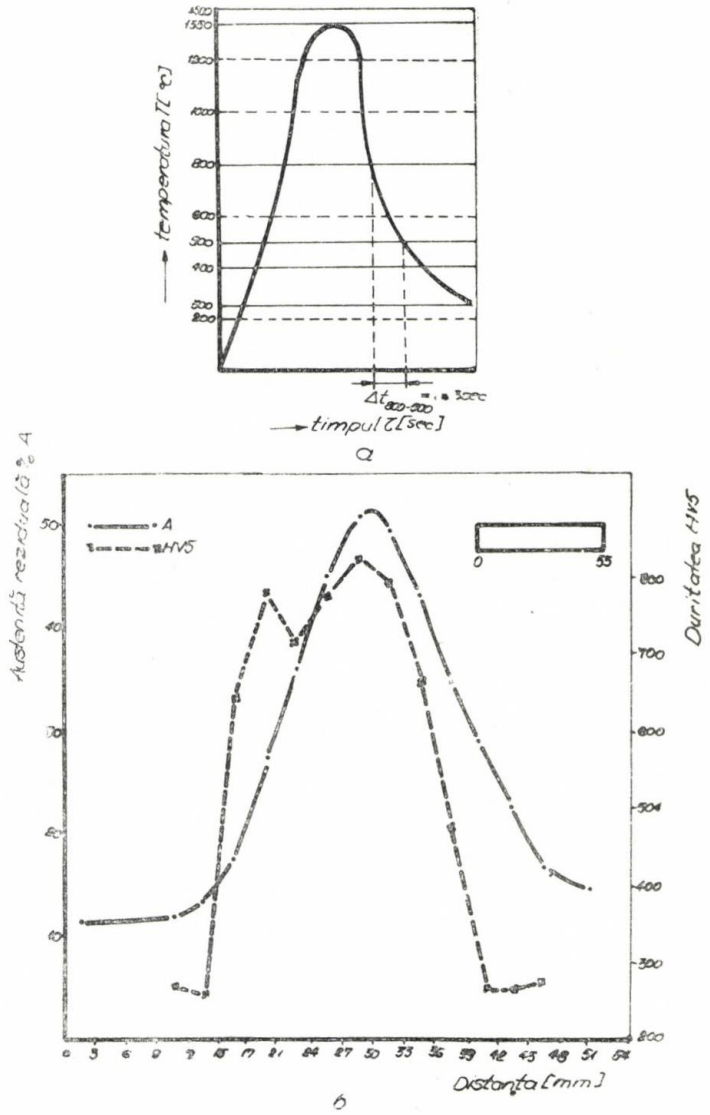


Fig. 6 a) ciclul termic încălzire-răcire aplicat probei de reziliență ;
b) variația conținutului de austenită reziduală și a durității HV 5 de-a lungul probei de reziliență simulată conform ciclului din figura 6 a.

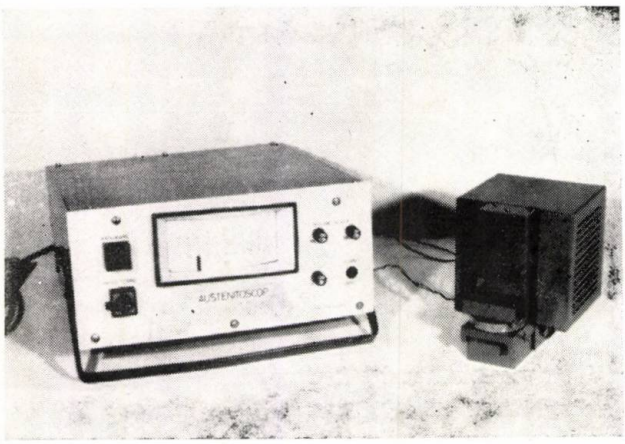


Fig. 7 Vederea de ansamblu al aparatului inductiv.

diametre între 10—80 mm și la I.S.I.M. Timișoara pentru controlul epruvetelor prelevate din cusături sudate.

Aparatul inductiv are următoarele caracteristici principale :

— tensiunea de alimentare : 220 V/50 Hz ;
— forța magnetomotoare : 10.000 Aspire ;
— masa totală : 25 kg ;
— dimensiuni :
  — jugul de magnetizare de — 200 x 200 x 150 mm ;
  — unitatea de alimentare și măsură — 400 x x 400 x 180 mm ;
— curentul de alimentare : 0,2 A ; 0,4 A ; 0,6 A ; 0,8 A ; 0,9 A ; 1 A ;
— domeniul de măsurare : 1%—100% austenită ;
— eroarea absolută : 1%—3% austenită, depinzînd de etalon ;
— secțiunea maximă a pieselor : 9,5 cm^2.

Acest aparat inductiv prezintă avantajul față de puntea magnetică că este autoetalonabil folosind de un etalon adecvat, permite măsurători globale pe secțiune dar localizate de-a lungul probei, în schimb are dezavantajul unei sensibilități mai reduse față de puntea magnetică. Construcția aparatului permite măsurători numai la probe cu dimensiuni relativ reduse fiind necesară saturarea magnetică pe întreaga secțiune a probei.

În vederea controlului tratamentelor termice a pieselor mari care nu pot fi magnetizate cu aparatele de mai sus se impune conceperea și realizarea unor aparate tip sondă, portabile, care magnetizează proba numai local pe suprafață.

Sonda Fe — γ. Magnetizarea de saturație a probei poate fi măsurată și prin forța de desprindere a unui electromagnet de proba controlată. Aparatul „Sonda Fe — γ" determină conținutul de austenită reziduală prin compararea forței de desprindere a piesei controlate cu cea a etalonului, pentru care forța de desprindere (respectiv saturație magnetică) are valoarea maximă.

Din considerente energetice rezultă următoarea corelație între forța de desprindere și magnetizarea probei [14] :

$$F \cong \frac{S \cdot M_1}{2\mu_0} \cdot M_2 \qquad (3)$$

unde :

S — suprafața de contact ;
M_1 — magnetizarea electromagnetului ;
M_2 — magnetizarea probei.

Schema bloc a aparatului este reprezentată în figura 8.

Magnetizarea locală a probelor se realizează cu un electromagnet sub formă de bară (T) prin aplicarea directă a sondei pe suprafețele plane a piesei controlate. Forța de desprindere se măsoară cu ajutorul unui element elastic (R).

Pentru efectuarea unei determinări se comprimă resortul R prin deșurubarea corpului D, creind prin aceasta forța elastică necesară desprinderii, forța de reacție transmițîndu-se prin manșonul M la proba controlată. Forța elastică se evaluează prin măsurarea

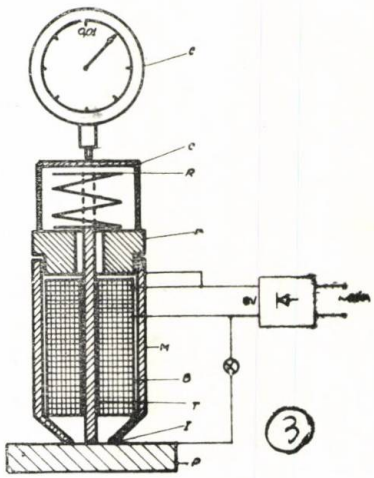


Fig. 8 Schema bloc a aparatului „Sonda Fe — γ".

comprimării resortului cu ajutorul unui comparator cu cadran. Cînd forța elastică devine egală cu forța de desprindere, tija metalică se desprinde brusc de suprafața piesei, resortul revenind la mărimea inițială și antrenînd tija în sus. Momentul realizării desprinderii este sesizabil atît optic prin stingerea becului de semnalizare, cît și acustic prin înregistrarea unui zgomot ușor. Comprimarea resortului măsurată pe comparator pînă-n momentul desprinderii este proporțională cu forța de desprindere.

În figura 9 se reprezintă rezultatele unor măsurători pe probe de rezilință confecționate din diferite mărci de oțeluri în vederea diferențierii magnetizării de saturație. Rezultatele obținute cu sonda Fe — γ se corelează

bine cu măsurătorile obţinute prin metoda inductivă, metodă consacrată pentru astfel

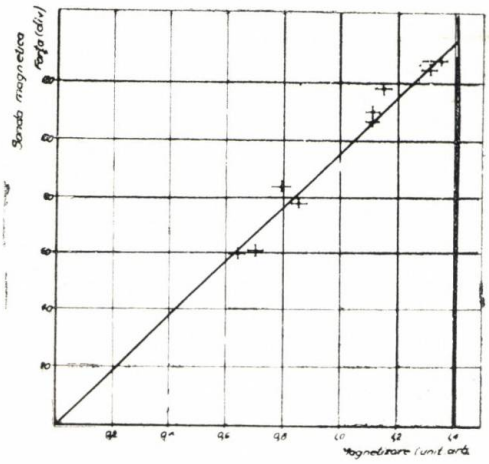


Fig. 9 Curba de etalonare pentru „Sonda Fe — γ".

de determinări. Indicile de corelare $r = 0{,}97$ confirmă relaţia teoretică (3) şi îndreptăţeşte folosirea formulei de calcul :

$$A\% = \frac{\alpha_e - \alpha}{\alpha_e} \cdot 100\% \qquad (4)$$

unde :

α_e şi α — diviziunile citite pe comparator pentru etalon respectiv pentru probă ;
$A\%$ — conţinutul de austenită reziduală.

În figura 10 se reprezintă vederea de ansamblu a sondei Fe — γ avînd următoarele caracteristici principale :

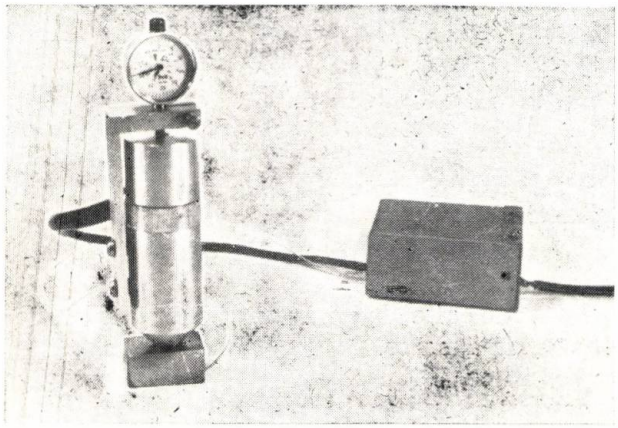


Fig. 10 Vedere de ansamblu al „Sondei Fe — γ".

— tensiunea de alimentare : 220 V/50 Hz ;
— forţa magnetomotoare : 700 Aspire ;
— masa totală : 1 kg ;
— dimensiuni :
  — sondă magnetică — 185 x 45 x 45 mm ;
  — sursa de alimentare — 100 x 80 x 40 mm ;
— suprafaţa explorată : ∅ 4 mm ;
— domeniul de măsurare : 1%—70% austenită ;
— eroarea absolută : 1%—3% austenită, depinzînd de etalon.

Sonda Fe — γ are avantajele oferite de aparatele tip sondă, însă are şi unele dezavantaje faţă de aparatele de mai sus. Măsurătorile depind de rugozitatea suprafeţei de magnetizarea remanentă a probei şi de grosimea probei.

Pentru înlăturarea acestor dezavantaje este necesară curăţirea şi şlefuirea suprafeţei de contact folosind aceeaşi hîrtie abrazivă şi pentru probă şi pentru etalon. Probele trebuiesc demagnetizate înaintea efectuării măsurătorilor. La grosimi mai mari decît 1 mm măsurătorile numai depind de grosime, conform experienţelor făcute.

Concluzii

Aparatele prezentate în lucrare rezolvă controlul tratamentelor termice la o serie de tipodimensiuni de semifabricate : inele de rulmenţi, scule, epruvete metalografice etc. Un aparat universal aplicabil independent de formă şi dimensiune nu există încă în literatură. Cercetările sînt continuate şi în prezent pentru conceperea şi construirea unor aparate tip sondă care să acopere o sferă cît mai largă de tipodimensiuni.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Bühler, E., Pepperhoff, W.* : Archiv f.d. Eisenhüttenwesen, 36, 1965, 6, p. 457—463.
[2] *Ravizza, P., Giometta, C.* : Les Memoires Scientifique de Revue de Metallurgie, 65, 1968, 5, p. 381—392.
[3] *Varga, L.* : Studiul metodelor de determinare a conţinutului de austenită reziduală". Memoriu I.S.I.M. M 100/1972.
[4] *Nazarov, I. P.* : Defectoscopia nedistructivă a metalelor (trad. din limba rusă), Ed. tehnică, Bucureşti, 1964.
[5] *Geru, N.* : Proprietăţile metalelor şi metode fizice de control. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1967.
[6] *Lange, H., Kohlhaas, R.* : Archiv f.d. Eisenhüttenwesen, 34, 1963, 7, p. 555—60.
[7] *Tabacinik, V. P., Friedman, L. A.* : Defektoscopia, 1969, nr. 2, p. 1—8.
[8] *Friedman, L. A., Tabacinik, V. P.* : Defektoscopia, 1969, nr. 4, p. 91—98.
[9] *Tudoran, P. şi colab.* : Brevet 54920 România, 1972.
[10] *Skliar, P. S., Popov, A. A., Sapov, U. L.* : Zavodskaia Lab. 24, 1958, 7, p. 892—93.
[11] *Varga, L. şi colab.* : Brevet 58289 România, 1974.
[12] *Förster, F.* : Zeitschrift für Metallkunde, 46, 1955, nr. 5, p. 358—370.
[13] *Janus, R. I., Friedman, L. A., Drojjina, V. I.* : Zav. Lab., 1955, nr. 10, p. 1193.
[14] *Varga, L. şi colab.* : Model experimental de aparat pentru determinarea conţinutului de austenită reziduală la oţelurile rapide pentru scule. Memoriu I.S.I.M., 338, 1976.
[15] *Varga, L., Bernath, A., Bartykik, I., Grigorescu, Florica* : Metodă şi aparat pentru determinarea conţinutului de austenită reziduală în inele de rulmenţi. Brevet nr. 58289, 10. V. 1974.
[16] *Varga, L., Schianu, Emilia* : Aparat magnetic nedistructiv pentru determinarea conţinutului de austenită reziduală în piese de sculă, călite. Brevet nr. 333, 30. IX. 1977.
[17] *Varga, L.* : Metodă şi aparat pentru determinarea locală a conţinutului de austenită reziduală în semifabricatele tratate termic. Brevet nr. IV/147, 27. III. 1978.

CZ : 669.14 : 620.18

Cercetări privind compatibilitatea scărilor etalon de granulație cu metodele stereometrice de analiză

Nicolae **FARBAȘ**, Romulus **PASCU**, Rudolf **EICHERT** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

Introducere

Mărimea granulației oțelurilor joacă un rol principal în determinarea caracteristicilor mecanice și de rezistență ale acestora. În ultimul timp determinarea granulației, fie sub formă de punctaje fie sub forma unor mărimi cantitative (număr de grăunți pe mm^2, diametrul convențional etc.) intră în preocuparea atît a cercetătorilor cît și a utilizatorilor de oțel. Determinarea granulației pe bază de punctaje are marele avantaj al operativității dar precizia determinării este limitată. Acest fapt se evidențiază în special la materialele, în care grăunții individuali sînt foarte diferiți ca mărime, (cazul marilor dispersii dimensionale).

Metodele de analiză cantitativă, bazate pe aparatele automate de explorare permit investigarea completă a colectivului statistic de grăunți, cu determinarea unor parametrii stereometrici adecvați.

În lucrare se prezintă rezultatele experimentale obținute pe un număr de opt oțeluri feritice și ferito-perlitice efectuîndu-se determinarea atît a punctajelor cît și a unor mărimi stereometrice între care se stabilesc apoi corelații statistice în vederea măririi gradului de obiectivitate în aprecierea granulației.

Materialele experimentale

Cercetările s-au efectuat pe materialele cuprinse în tabelul 1, aflate în stare normalizată.

Materialele au fost selecționate astfel încît să se acopere o gamă largă de granulații în vederea stabilirii de corelații. În figura 1 se prezintă microstructura celor opt materiale la mărirea 100 : 1. Gradul de deformare a grăunților examinați (dimensiunea maximă pe dimensiunea minimă) variază între 1 și 1,33.

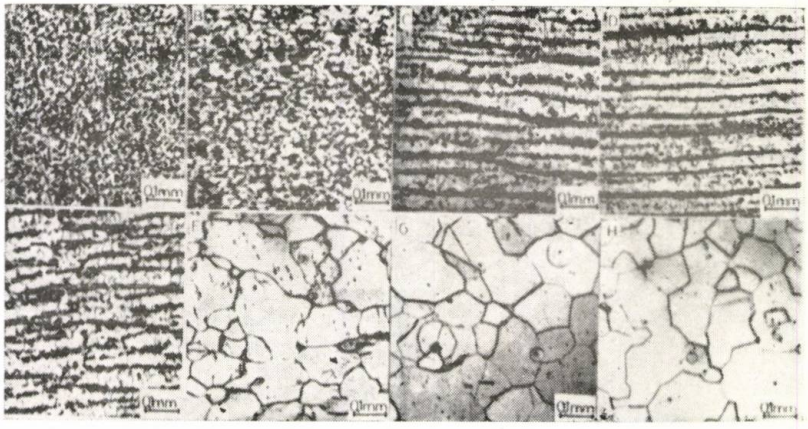


Fig. 1 Microstructura oțelurilor investigate.

Față de alte lucrări anterioare [1] unde s-au utilizat materiale cu orientare echiaxială a grăunților, în prezenta lucrare cercetările s-au efectuat pe materiale uzuale, supuse în mod curent controlului granulației.

Materiale investigate

Tabelul 1

Marcajul probei	*A*	*B*	*C*	*D*	*E*	*F*	*G*	*H*
Tipul oțelului	OLC 45	OLC 45	OL52.3K	OCS 55	OL52.4B.KII	OLC 15	EIV—1,8	EII—2,8

Examinările efectuate

Pe probele pregătite metalografic conform STAS 4203—74 și lustruite în final cu pastă de diamant de 1 μm s-au determinat punctajele conform ASTM E 112—74 și STAS 5490—71 prin patru operatori care au lucrat independent. Pentru determinarea punctajelor conform ASTM E 112—74 s-a utilizat microscopul metalografic MeF2 prevăzut cu etaloane de granulație prin comparație montate în ocular.

Caracterizarea materialelor din punctul de vedere al granulației s-a făcut prin calcularea valorii medii a celor patru determinări experimentale.

Alături de punctaje s-au efectuat determinări ale mărimii medii a grăunților folosind metoda propusă de Hilliard [1]. Aceasta constă în suprapunerea peste imaginea structurii a unui cerc, de lungime cunoscută la scara probei, și numărarea intersecțiilor cu limitele de grăunți a cercului menționat. Dimensiunea medie a grăunților se calculează cu relația :

$$\bar{l}_H = \frac{L}{NM} \qquad (1)$$

în care :

L — este lungimea cercului la scara imaginii ;
N — numărul de intersecții cerc/limite de grăunți ;
M — mărimea la care se face examinarea.

Între punctajul ASTM și dimensiunea determinată astfel Hilliard propune relația empirică :

$$p = -10{,}00 + 6{,}64 \lg\left(\frac{1}{\bar{l}_H}\right) \qquad (2)$$

în care $\bar{l}_H$ se dă în cm.

Pentru fiecare probă s-au examinat zece cîmpuri asupra cărora s-a mediat.

Cea de-a treia metodă de analiză aplicată a fost analiza automată cu aparatul Epiquant.

Principiul de lucru, bazat pe analiza liniară a fost descris anterior [2], [3]. S-au determinat pe lîngă mărimea medie a grăunților de ferită următoarele :

a. proporția volumetrică a feritei cu relația :

$$V_F = \frac{L_F}{L} ; \qquad (3)$$

b. suprafața specifică a grăunților de ferită :

$$S = 4\frac{V}{\bar{l}_F} ; \qquad (4)$$

c. numărul de grăunți de ferită din unitatea de volum :

$$n = 1{,}9 \cdot 10^7 \frac{V}{\bar{l}_{xF}\bar{l}_{yF}} , \qquad (5)$$

în care :

$\bar{l}_F$ — este dimensiunea medie a grăunților de ferită ;
L — lungimea totală a liniei de explorare ;
L_F — suma coardelor de intersecție a liniei de explorare cu grăunții de ferită ;
$\bar{l}_{xF}$ — dimensiunea grăunților de ferită măsurată perpendicular pe direcția de laminare ;
$\bar{l}_{yF}$ — aceeași mărime determinată paralel cu direcția de laminare.

În plus s-a determinat, în cazul fiecărui material, distribuția după mărime a grăunților prin ridicarea curbelor de repartiție a coardelor de intersecție.

Pe fiecare probă s-au examinat zece cîmpuri de format 0,8 x 0,8 mm și 1,6 x 1,6 mm în funcție de mărimea granulației, astfel încît pe un cîmp să se numere între 1000 și 1500 grăunți.

Analiza rezultatelor experimentale

Rezultatele experimentale sînt cuprinse în tabelul 2. Punctajele medii de granulație după ASTM E 112—74 acoperă un domeniu cuprins între 4,8 și 9,3 iar cele după STAS 5490—71 între 4,1 și 9,0. Se remarcă dispersia mare a valorilor experimentale determinate de cei patru operatori, în special la probele *G* și *H*. Apar chiar diferențe de patru puncte explicabile prin faptul că structura cuprinde și grăunți foarte mari dar și grăunți mai mici, care influențează operatorul asupra deciziei privind punctajul. Subiectivismul determinării mărimii grăunților reali pe bază de punctaje reiese foarte clar în evidență.

Metodele cantitative, fie cele manuale fie cele automate, oferă o mai mare precizie și reproductibilitate. În tabelul 2 sînt cuprinse rezultatele determinărilor manuale, efectuate prin metoda cercului lui Hilliard (coloana notată $\bar{l}_H$). Dimensiunea medie a grăunților variază între 6,62 μm și 41,8 μm. În figurile 2 și 3 se reprezintă corelația statistică dintre punctajele conform ASTM și STAS pe de-o parte și mărimea medie $\bar{l}_H$ a grăunților pe de altă parte. Indicele de corelație ridicat 0,88 respectiv 0,95 atestă un nivel înalt de încredere al regresiei neliniare stabilite. Figura 2 cuprinde și curba teoretică a lui Hilliard față de care apare o diferență de cca. un punct. Alura celor două curbe este însă asemănătoare, constatîndu-se, ca și în cazul punctajelor după STAS, scăderea inițial mai rapidă, apoi mai lentă a dimensiunii medii a grăunților odată cu creșterea punctajului.

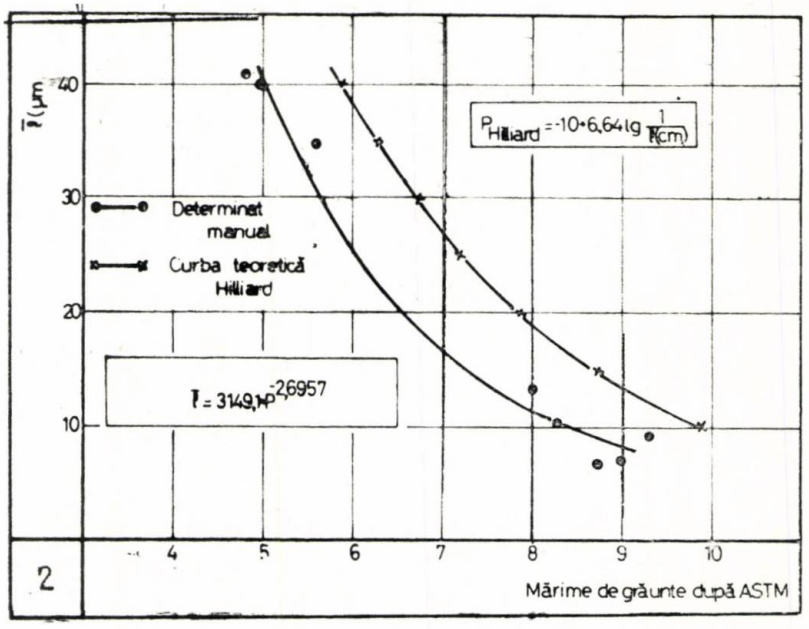


Fig. 2 Corelația punctaj ASTM — $\bar{l}_{manual}$

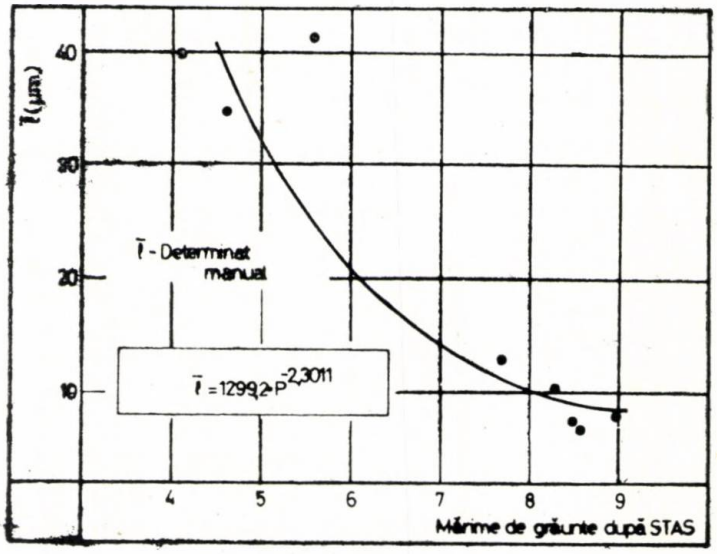


Fig. 3 Corelația punctaj STAS — $\bar{l}_{manual}$

Ansamblul rezultatelor experimentale

Tabelul 2

Nr.	Marcaj	Punctaj ferită ASTM E 112—74				Punctaj ferită STAS 5490—71						$\bar{l}_H$ (μm)	$\bar{l}_F$ (μm)	V_F (%)	S (mm²/mm³)	n (x10⁵)
		I	II	III	IV	media	I	II	III	IV	media					
1	A	9	9	9,5	10	9,3	10	8	9	9	9,0	9,55	7,36	46,62	253,36	22,49
2	B	9	8	9	9	8,75	10	7	8,5	9	8,6	6,62	8,15	51,31	251,82	21,39
3	C	8	8	8,5	9	8,3	10	6,5	8	9	8,3	10,69	9,88	61,56	249,23	12,54
4	D	10	8	9	9	9,0	10	6	9	9	8,5	7,72	10,40	66,58	255,09	11,57
5	E	8	8	8	8	8	9	6	8	8	7,7	13,43	11,28	64,0	226,95	9,01
6	F	5,5	6	5	6	5,6	5	3,5	5,5	4,5	4,6	35,2	26,02	89,02	136,84	1,03
7	G	6	4	6	3,5	4,8	7	3	6,5	6	5,6	41,8	34,52	100,0	57,93	0,42
8	H	4,5	4,5	5	6	5,0	4,5	3	3	6	4,1	40,0	41,11	100,0	48,64	0,23

Determinările efectuate pe aceleași probe la Epiquant conduc la curbele de regresie cuprinse în figurile 4 și 5. Și aici se reprezintă spre comparație curba teoretică a lui Hilliard față de care apar abateri asemănătoare celor din cazul precedent. Diferențele constatate mai mici. Figura 6 prezintă o comparație statistică a valorilor determinate prin metoda manuală și cea automată. Dependența este liniară cu $r = 0{,}95$. Întrucît panta dreptei este supraunitară rezultă o ușoară subestimare a dimensiunii grăunților prin determinarea au-

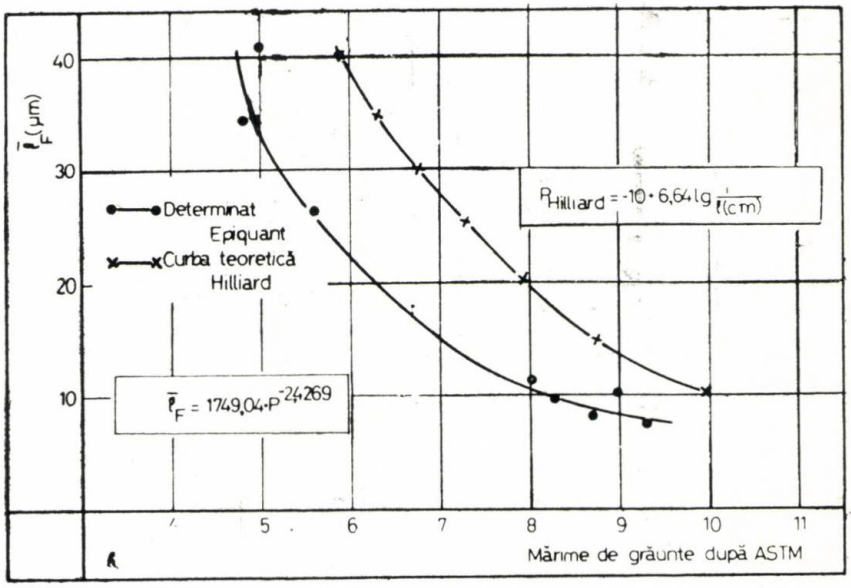


Fig. 4 Corelația punctaj ASTM — $\bar{l}_{Epiquant}$

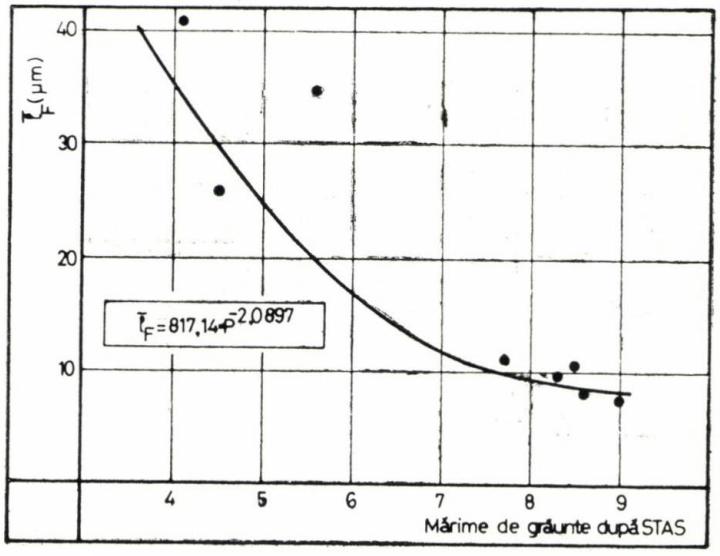


Fig. 5 Corelația punctaj STAS — $\bar{l}_{Epiquant}$

față de curba teoretică a lui Hilliard se explică prin utilizarea unor probe laminate, cu grăunți deformați parțial și nu a unor materiale ideale, cu grăunți echiaxiali. Forma ușor alungită a grăunților influențează asupra aprecierii punctajului, existînd tendința operatorului de a lua în considerare dimensiunea mai mare, fapt pentru care indică punctaje tomată la Epiquant. Explicația este legată de existența incluziunilor și a unor defecte de pregătire, care divizează în mod artificial grăunții, la analiza automată nefiind posibilă diferențierea acestora de limite.

Numărul de grăunți de ferită din unitatea de volum la probele cercetate s-a reprezentat în figurile 7 și 8. Se remarcă dependența

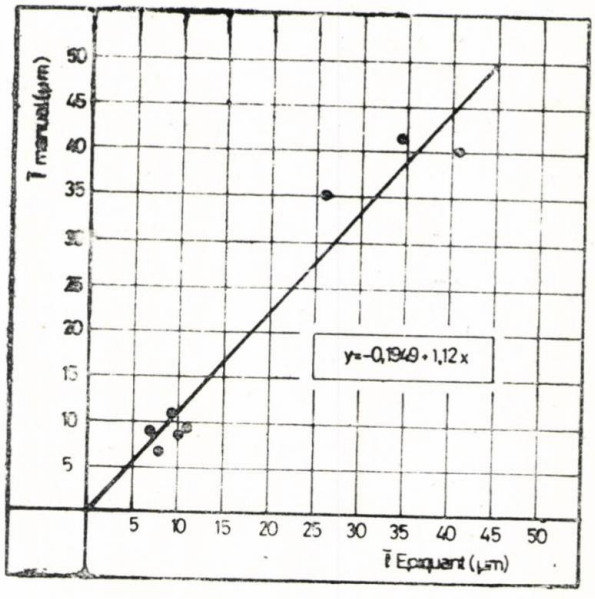


Fig. 6 Corelația $\bar{l}_{Epiquant} - \bar{l}_{manual}$

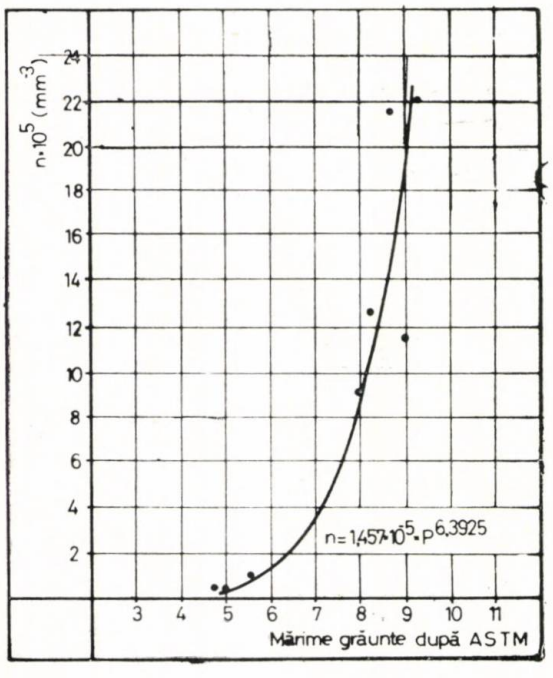


Fig. 7 Corelația n — punctaj ASTM.

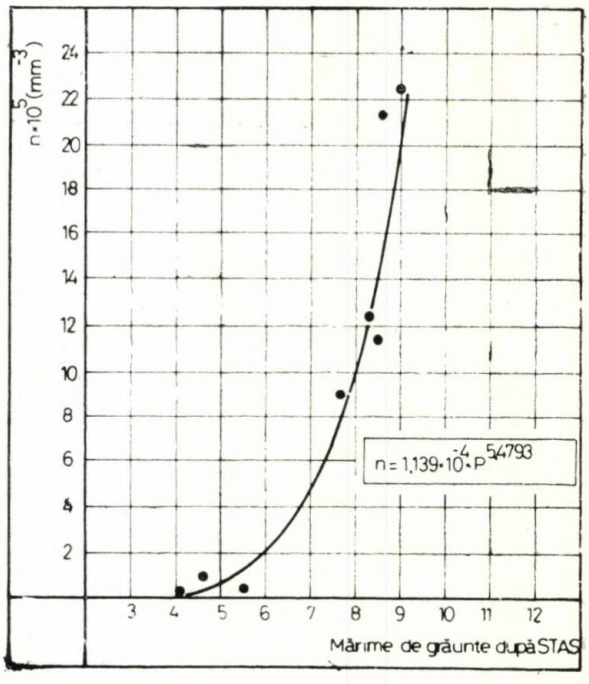


Fig. 8 Corelația n — punctaj STAS.

puternică a acestei mărimi de punctaj, exponentul fiind 6,3925 respectiv 5,4793. Așa se explică creșterea bruscă a numărului de grăunți la punctajele depășind cifra 7.

Suprafața specifică a grăunților variază între 48,64 și 255,09 mm²/mm³ în funcție de punctaj. S-au calculat curbele de regresie neliniară și indicii de corelație care sînt cuprinși în tabelul 3. Se remarcă o creștere aproape patratică a suprafeței specifice în funcție de punctaj.

Parametrii specifici ai corelației suprafață specifică — punctaj

Tabelul 3

Corelația	Ecuația de regresie	Indicele de corelație
Suprafața specifică (mm^2/mm^3) — punctaj ASTM	$S = 1,4 \cdot P^{2,3834}$	0,94
Suprafața specifică (mm^2/mm^3) — punctaj STAS	$S = 3,7 \cdot P^{1,9439}$	0,86

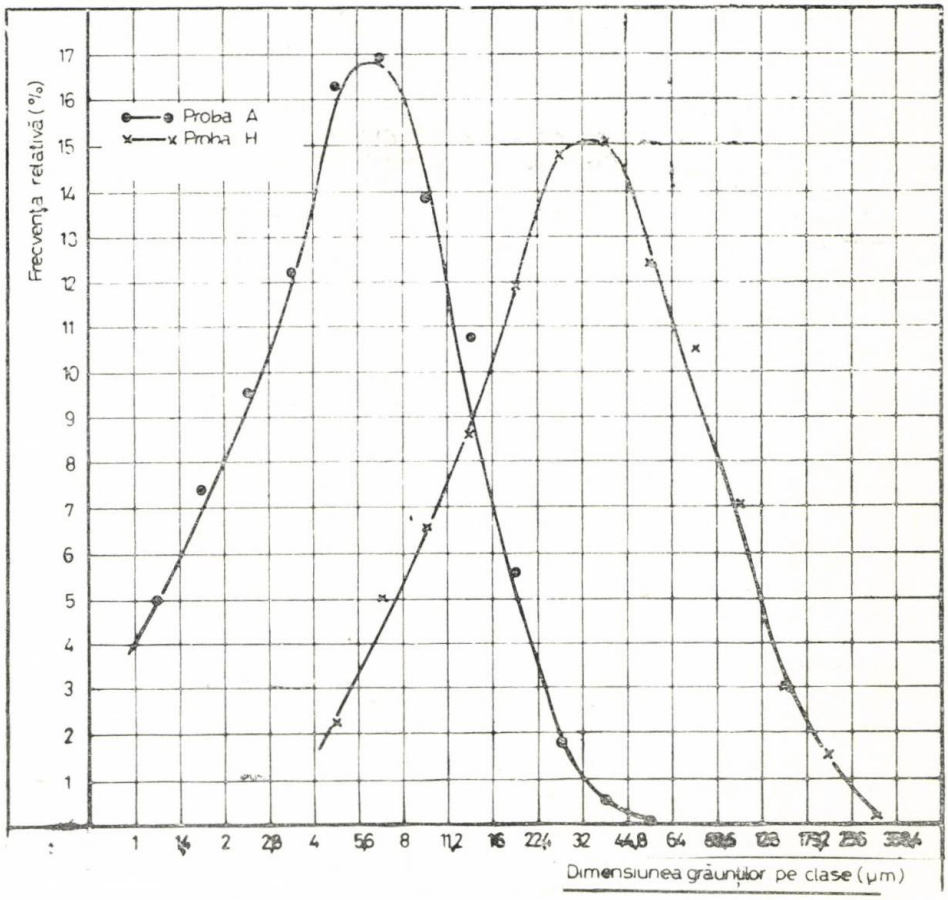


Fig. 9 Distribuția după mărire a grăunților.

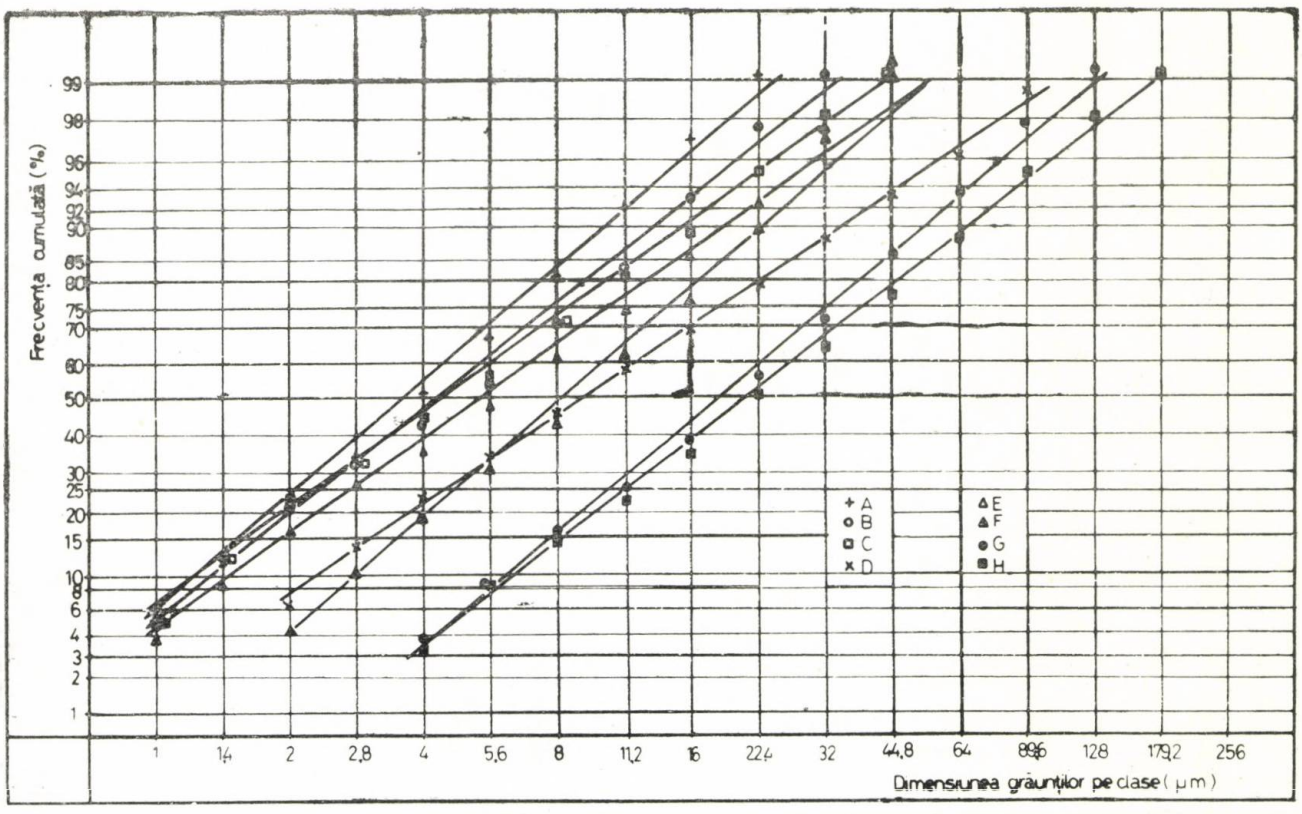


Fig. 10 Curbele frecvențelor cumulate.

Interesantă este distribuția după mărime a grăunților. Pentru exemplificare în figura 9 se prezintă comparativ curbele de repartiție a coardelor probelor extreme *A* și *H*. Intervalul de dimensiuni pe care îl acoperă grăunții celor două probe este semnificativ diferit fiind cuprins între 1 și 44,8 μm pentru proba *A* și între 4 și 256 μm pentru proba *H*. Frecvențele cumulate pentru toate probele analizate s-au reprezentat în figura 10 sub forma punctajelor experimentale. Pentru acestea s-au calculat ecuațiile de regresie liniară al căror indice de corelație minim a fost de 0,86. Rezultatul obținut atestă încadrarea funcțiilor de repartiție la distribuția log — normală, rezultat util în practica metalografică.

Concluzii

a) **Determinarea punctajelor este afectată în mare măsură de subiectivismul operatorului, fiind posibilă apariția unor importane diferențe între determinările individuale, în special la materialele cu dispersii dimensionale mari.**

b) **Există o bună corelație între punctaje (atît după ASTM E 112—74 cît și după STAS 5490—71) și dimensiunile medii ale grăunților, indicii de corelație, fiind, în toate cazurile analizate în prezenta lucrare, peste limita de 0,88.**

c) **Examinarea unor materiale cu un grad de deformare a grăunților diferit de 1 (cazul grăunților echiaxiali) și variind între 1 și 1,33, explică diferențele observate între curba teoretică a lui Hilliard și curbele ridicate în această lucrare.**

d) **Determinările efectuate la Epiquant dau, în general, dimensiuni medii ale grăunților cu cel mult 5 μm la l = 50 m mai mici decît exploatarea manuală, fapt datorat incluziunilor nemetalice și zgîrieturilor care fragmentează grăunții.**

e) **Corelațiile stabilite sub formă matematică permit determinarea obiectivă și precisă a punctajelor, fie după ASTM E 112—74, fie după STAS 5490—71, utilizînd determinările manuale prin metoda lui Hilliard sau cele automate obținute la Epiquant.**

f) **Curbele de distribuție log — normale permit explorarea completă a colectivului statistic de grăunți și stabilirea omogenității granulometrice a materialului.**

BIBLIOGRAFIE

[1] *Hilliard, J. E.:* Estimating grain size by the intercept method, Metal Progress, 1964, nr. 5, pag. 99.

[2] *Fröhlich, H.:* Epiquant — ein neues Gerät zur automatischen Gefügeanalyse, Jenaer Rundschau, 1974, Messesonderheft, pag. 85—91.

[3] *Farbaș, N., Pascu, R., Eichert, R.:* Studiul repartiției incluziunilor nemetalice în oțeluri prin metode stereometrice, Metalurgia 30, 1978, nr. 3.

CZ : 621.791 : 669.17—194 : 620.178.1

Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 1,3 MoDV

Ing. Romulus **PASCU**, fiz. Nicolae **FARBAȘ** — I.S.I.M. — Timișoara
Ing. Alexandru **KURTAG** — I.C.M. — Reșița

Studiul comportării metalurgice la sudarea oțelului Creusot — Loire 1,3 MoDV folosit la construcția ventilatoarelor impune printre altele examinarea influenței ciclurilor termice de la sudare și a tratamentului termic de detensionare *(TD)* asupra transformărilor structurale din zona influențată termic *(ZIT)* a îmbinărilor sudate [1].

Variante de cicluri termice simulate și tratament termic de detensionare.

În cadrul acestei lucrări se studiază transformările din *ZIT* la oțelul considerat, prin simularea unor cicluri termice (cazul *S*) și prin suprapunerea peste aceste cicluri a unui tratament termic de detensionare (cazul *S*+*TD*). Experimentările s-au efectuat în următoarele condiții tehnice :

— temperatura de vîrf (maximă) T_V cu valori 1000, 1200 și 1350°C ;

— timpul de încălzire pentru a atinge T_V constant 10 s ;

— viteza de răcire în intervalul 800—500°C, $\Delta T/t = 30°C/D$, ceea ce corespunde la t 8/5 = 10 s.

Diagramele ciclurilor termice simulate sînt prezentate în figura 1 a.

Avînd în vedere prescripțiile tehnice de tratament termic [1] s-a studiat următorul tratament termic de detensionare impus de norma franceză :

— încălzire la temperatura de 600°C, timp de menținere 4 ore și răcire în aer liniștit.

Factorul de viteză de încălzire (v_{inc}) a fost menținut constant de 100°C/h.

Diagrama de tratament termic este prezentată în figura 1 b.

Simularea ciclurilor termice s-a efectuat pe probe prismatice de 11 x 11 x 55 și probe rotunde speciale ∅ 5 x 60 cu un aparat Smit-

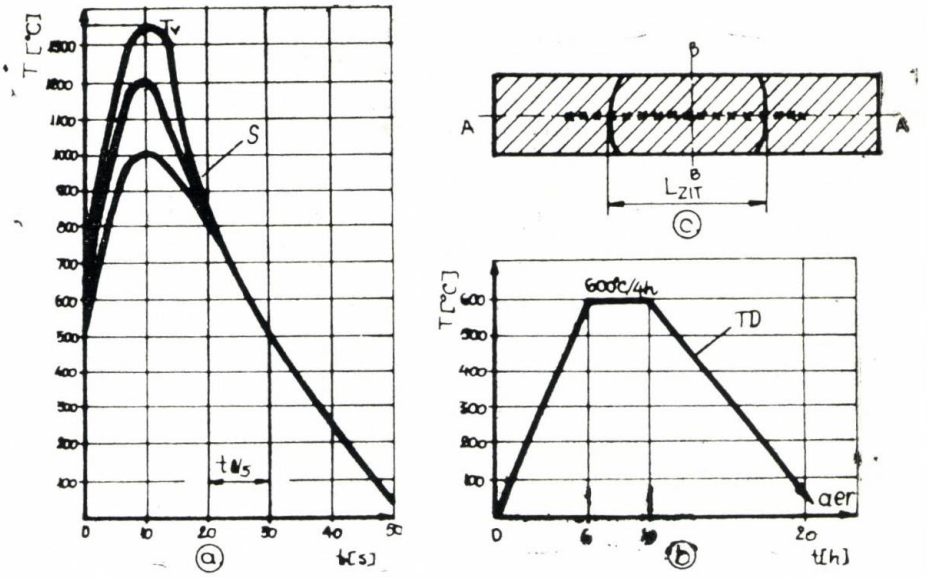


Fig. 1 Diagramele ciclurilor termice *(S)*, a tratamentului termic de detensionare *(TD)* și schema de imprimare la determinarea durității *HV* 5.
a) diagrama *S* ;
b) diagrama *TD* ;
c) schema de imprimare *HV* 5.

weld LS1402 care asigură o precizie de măsurare a temperaturii de ± 3,5°C la temperatura de 1000°C.

Tratamentul de detensionare s-a executat într-un cuptor electric de tip cameră, temperatura fiind menținută în limita de ± 5°C.

Programul experimental

Investigațiile pentru cele trei variante de simulare cu și fără tratament termic de detensionare, au abordat următoarele metode de analize și încercări :

a. examinarea metalografică optică și electronică ;
b. determinări de duritate HV 5 ;
c. încercări mecanice pentru determinarea caracteristicilor :
c. 1 — energia de rupere la probe ISO-V (kV) ;
c. 2 — rezistența de rupere *(Rm)* și gîtuirea *(z)* la 600°C ;
d. analiza microfractografică a suprafețelor de rupere.

Caracteristicile oțelului

Oțelul 1,3 MoDV a fost forjat la grosimea de 50 mm și tratat termic (normalizare 950°C/aer+revenire 670°C/4 ore/aer) NR.

Compoziția chimică a oțelului folosit este : 0,16% C — 0,30% Si — 1,5% Mn — 0,020% P — 0,021% S — 0,20% Cr — 0,50% Mo — 0,08% V — 0,20% Cu — 0,60% Ni.

Caracteristicile mecanice de tracțiune la temperaturile de 20°C și 400°C obținute pe epruvete radiale și tangențiale, energia de rupere determinată prin încercarea de încovoiere prin șoc la 20°C și —10°C s-au încadrat în documentația tehnică Creusot — Loire.

Din punct de vedere metalografic, oțelul 13, MoDV în stare NR prezintă o structură granulară fină de tip ferito-perlitic cu carburi fine de Mo, V dispersate în masa de bază (figura 2).

În vederea unei evaluări a sensibilității la fisurare prin detensionarea *(SFD)* s-au adoptat două metode de calcul care iau în

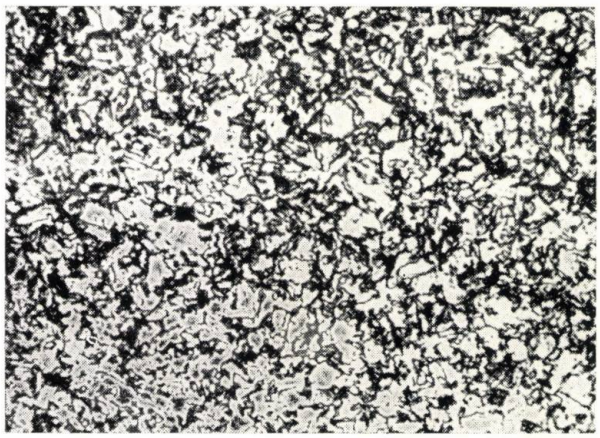


Fig. 2 Microstructura oțelului 1,3 *MoDV* (în stare *NR*) (atac nital 2%, 100x).

considerare elementele chimice susceptibile la formarea carburilor precum și oligoelementele, și anume :

— relația Nakamura [2] : $\Delta G = Cr + 3{,}3\ Mo + 8{,}1\ V - 2$;

— relația Ito [3] : $P_{SR} = Cr + Cu + 2Mo + 10V + 7Nb + 5Ti - 2$.

Dacă factorii ΔG și P_{SR} iau valori pozitive oțelul este susceptibil la fisurare prin detensionare după sudare [2], [3]. Valorile din tabelul 1 exprimă o pronunțată *SFD* după sudarea oțelului.

Tabelul 1

SFD / Oțelul	ΔG [2]	P_{SR} [3]	Rezultat	
			$\Delta G > 0$	$P_{SR} > 0$
1,3 MoDV	0,7100	0,4100	da	da

Examinări prin microscopie optică și electronică

Analiza metalografică ca și încercările de duritate s-au efectuat pe epruvete de 10 x 10 x 55 mm și anume pe suprafețele longitudinale corespunzătoare locului de relevare a indicațiilor de temperatură din cursul simulării termice. Examinările au cuprins un număr de 8—10 cîmpuri la fiecare probă plasate, în axa de simetrie a zonei influențate termic (figura 1 c) folosindu-se un grosisment de 1000x. Cercetările au evidențiat următoarele transformări structurale în urma răcirii :

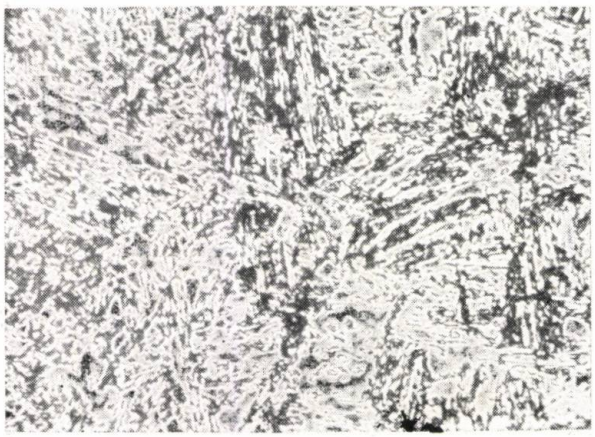


Fig. 3 Microstructură *ZIT* a probelor *S* la $T_V = 1000°C$ (atac nital 2%, 500x).

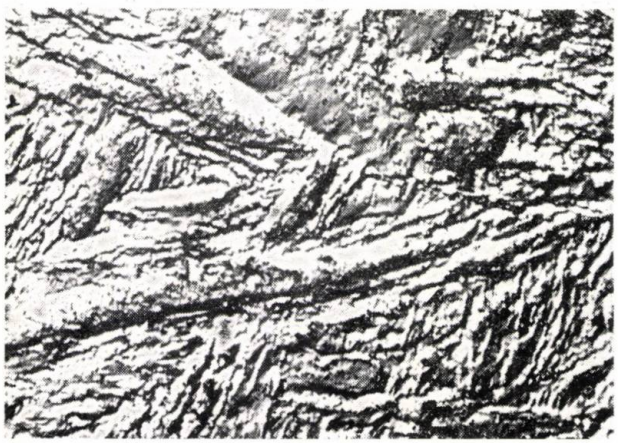


Fig. 4 Microstructură *ZIT* a probelor *S* la $T_V = 1000°C$ (atac nital 2%, 5000x).

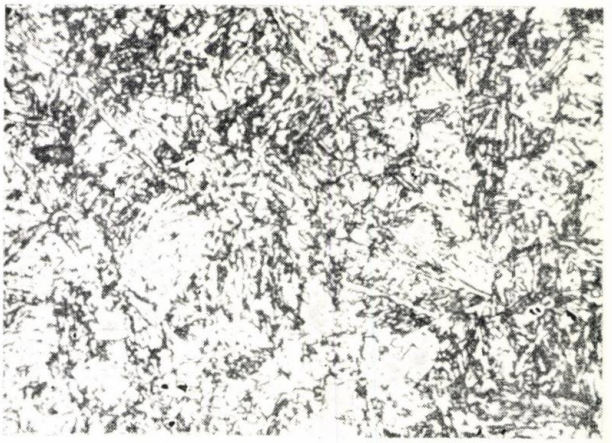


Fig. 5 Microstructură *ZIT* a probelor *S* la $T_V = 1200°C$ (atac nital 2%, 500x).

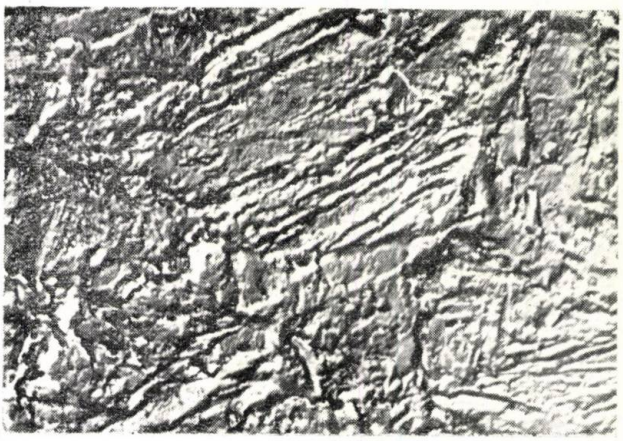


Fig. 6 Microstructură *ZIT* a probelor *S* la $T_V = 1200°C$ (atac nital 2%, 5000x).

Probe simulate nedetensionate (varianta S). La temperatura $T_V = 1000°C$ structurile sînt martensitice grobe (figura 3) cu carburi fine, de Mo, V plasate interintragranular (figura 4), iar la $T_V = 1200°C$ structura este martensitică fină (figura 5), cu carburi fine de Mo, V uniform distribuite în masa de bază (figura 6).

Probe simulate, detensionate (600°C/4 h/aer). La temperatura de $T_V = 1000°C$ structura este de revenire sorbită-perlită-feritică

cu bainită (figura 7) cu carburi foarte fine de Mo, V, plasate intra-intergranular (figura 8).

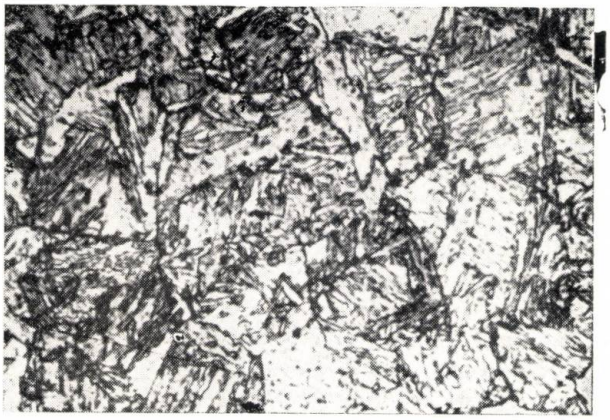


Fig. 7 Microstructură *ZIT* a probelor $S + TD$ la $T_V = 1000°C$ și $TD = 600°C/4$ h/aer (atac nital 2%, 500x).

Fig. 8 Microstructură *ZIT* a probelor $S + TD$ la $T_V = 1000°C$ și $TD = 600°C/4$ h/aer (atac nital 2%, 5000x).

La temperatura de $T_V = 1200°C$ structura de revenire sorbito-perlito-bainitică (figura 9) cu carburi fine de Mo, V plasate în masa de bază (figura 10).

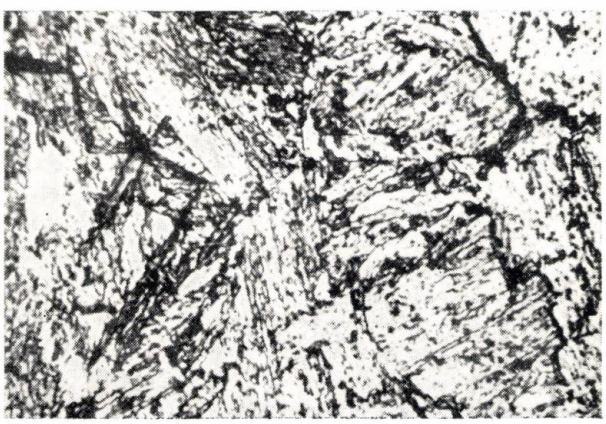


Fig. 9 Microstructură *ZIT* a probelor $S + TD$ la $T_V = 1200°C$ și $TD = 600°C/4$ h/aer (atac nital 2%, 500x).

Aplicarea ciclurilor termice cu $T_V = 1350°C$ a produs pe epruvetele încercate atît străpungeri totale ale secțiunilor transversale cît

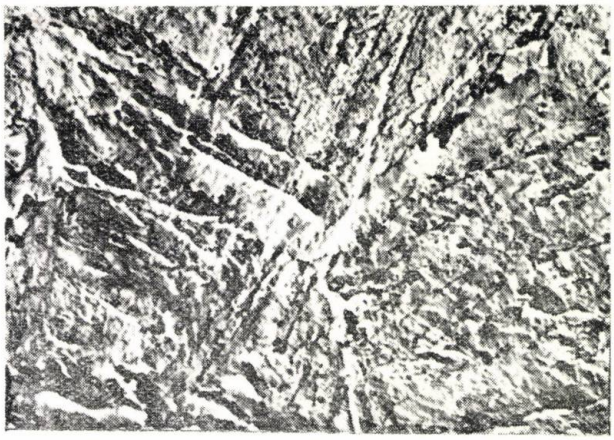


Fig. 10 Microstructură *ZIT* a probelor $S + TD$ la $T_V = 1200°C$ și $TD = 600°C/4$ h/aer (atac nital 2%. 5000x).

și topiri parțiale (figura 11). În ambele cazuri au apărut oxidări puternice pe suprafețele probelor.

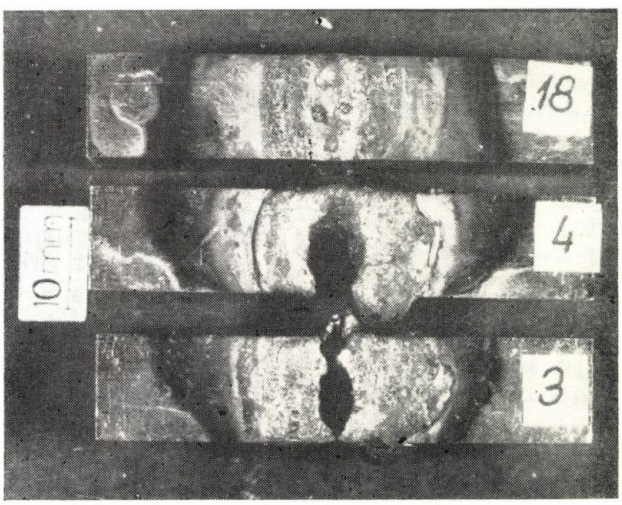


Fig. 11 Aspectul probelor *S* simulate la $T_V = 1350°C$.

Determinarea variaților de duritate

Determinările de duritate, urmărind ridicarea sclerogramelor în zona influențată termic a probelor simulate s-au efectuat cu ajutorul metodei Vickers, folosind sarcina de încărcare de 49,6 N (HV 5). Imprimările s-au efectuat în lungul direcției *A—A* (figura 1 c). Prin folosirea unui pas *p* aproximativ constant de 1 mm s-a respectat atît condiția de noninfluență reciprocă $d < 2{,}5\ d$, *d* fiind diagonala medie a amprentei cît și o densitate

suficientă pentru determinarea cu acuratețea necesară a lungimii zonei influențate termic L_{ZIT} (tabelul 2).

Tabelul 2

Temperatura de vîrf T_V(°C)	Lungimea ZIT L_{ZIT} (mm)
1000	11,5
1200	20,0

Imprimările pe direcția A—A au urmărit determinarea valorilor de referință ale durificării din *ZIT* precum și verificarea constantei pe secțiune a regimurilor de simulare. Rezultatele obținute permit următoarele constatări mai importante:

Probe simulate nedetensionate (varianta S). La temperatura $T_V = 1000$°C, duritatea variază în limitele 380 — 420 *HV* 5, avînd maximele amplasate la marginea *ZIT*.

La temperatura de $T_V = 1200$°C, duritatea variază între limitele 390—440 HV 5 cu valorile maxime localizate de asemenea la marginile *ZIT*.

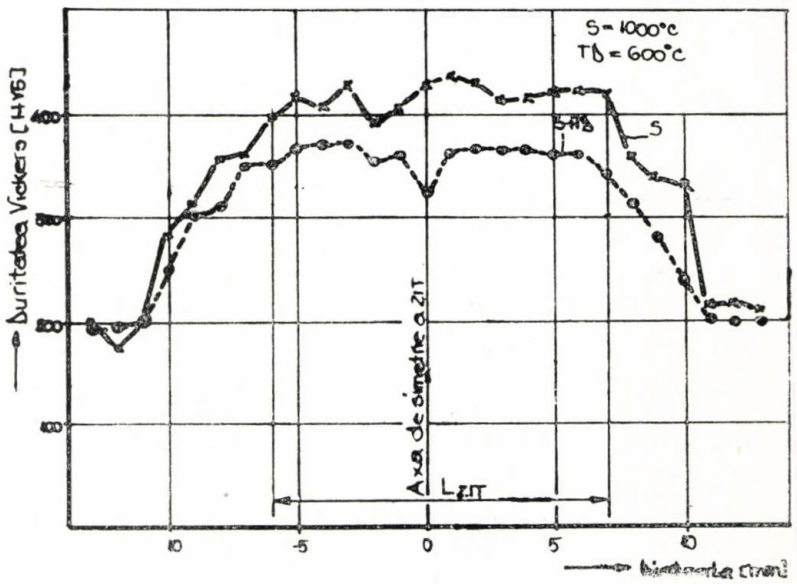


Fig. 12 Sclerogramele determinate pe direcția $A - A$ în cazul $T_V = 1000$°C.

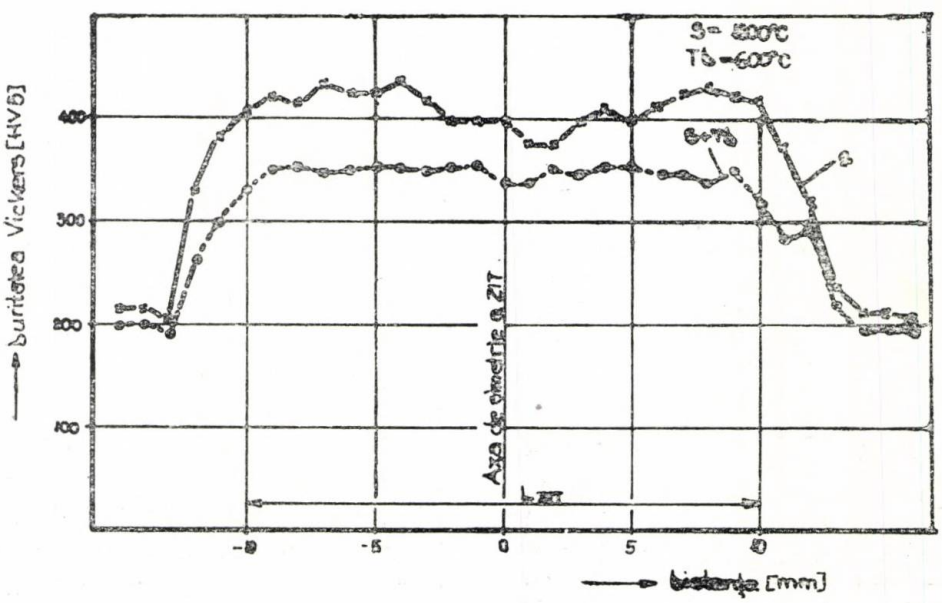


Fig. 13 Sclerogramele determinate pe direcția $A - A$ în cazul $T_V = 1200$°C.

Probe simulate și detensionate (varianta TD+S). La temperatura $T_V = 1000°C$ duritatea variază în domeniul 320—360 HV5, la temperatura $T_V = 1200°C$ în limitele 340—360 HV 5.

Sclerogramele determinate pentru cele două variante T_V sînt prezentate în figurile 12, 13.

Determinarea caracteristicilor mecanice

1. Încercările de încovoiere prin șoc ISO—V pentru determinarea caracteristicilor de tenacitate dinamică s-au efectuat cu ajutorul unui ciocan pendul electronic pe epruvete de 10 x 10 x 55 mm prelucrate mecanic din probele simuate *(CS)* și simulate și detensionate *(S+TD)*, iar crestăturile V s-au executat în planul axial *B—B* (figura 1 c). Parametrul temperatură de încercare s-a ales de —10°C, deoarece la această temperatură norma Creusot — Loire impune energii specifice de minimum 35 J/cm² (3,5 kgf/cm²).

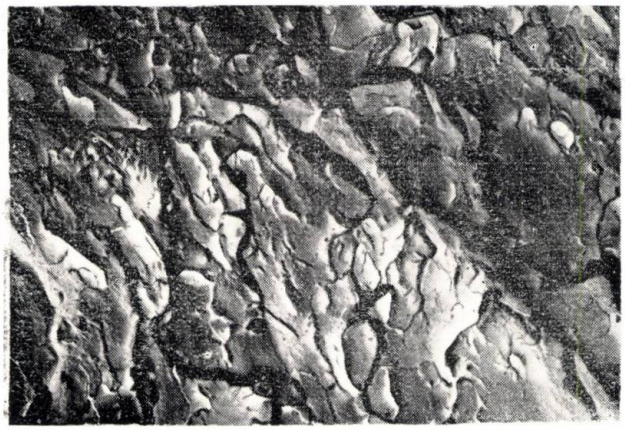


Fig. 14 Aspectul microfractografic al probelor *S* ($T_V = 1200°C$) în secțiunea de rupere la temperatura de —10°C (3200x).

Fig. 15 Aspectul microfractografic al probelor *S + TD* ($T_V = 1200°C$, *TD* = 600°C/4 h/aer/ în secțiunea de rupere la temperatura de —10°C (5200x).

La temperaturile de vîrf $T_V = 1000°C$, 1200°C atît pentru probele *(S)* cît și pentru probele *S+TD* s-au obținut valori scăzute ale energiei specifice medii și anume : 30,4 J/cm² ($T_V = 1000°C$), 2,9 J/cm² ($T_V = 1200°C$), valori ce atestă o puternică fragilitate a *ZIT*-ului, lucru demonstrat și de caracterul pur fragil al suprafețelor de rupere determinat prin analiza microfractografică (figura 14, 15).

2. Încercarea de tracțiune la cald la 600°C efectuată pe epruvete rotunde ∅ 5 x 60 mm pune în evidență valori ale rezistenței de

Tabelul 3

Temperatura de vîrf T_V (°C)	Energia liniară de sudare E_l /kJ (cm)
1000	10,0
1200	40,9

rupere Rm cuprinse între 338—533 (MN/m³) respectiv ale gîtului între 2% și 85%. Din analiza diagramelor $Rm = f(T_V)$ (figura 16) și $Z = f(T_V)$ (figura 17) reiese că *Rm* crește puțin la $T_V = 1000°C$ și 1200°C comparativ cu *Rm* al metalului de bază *(MB)* neafectat termic ; în schimb Z prezintă valori foarte scăzute la $T_V = 1000°C$ și 1200°C de 2% respectiv 6% în comparație cu gîtuirea 85% a MB.

Energiile liniare de sudare E_l calculate în funcție de T_V și constantele de material [4] considerînd raza termică $R = \frac{L\,ZIT}{2}$ dau valorile din tabelul 3.

Concluzii

1. Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 1,3 MoDV cu temperaturi de vîrf $T_V = 1000°C$ și 1200°C a condus în *ZIT* la obținere a unor structuri

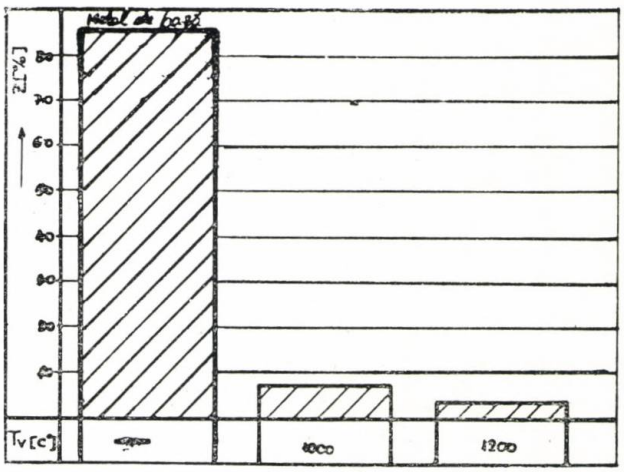


Fig. 16 Variația rezistenței de rupere *(Rm)* la 600°C cu temperatura de simulare T_V.

martensito-bainitice cu durități maxime de 430 HV 5 respectiv 470 HV 5, a căror susceptibilitate la fragilizare *SFD* relevă o creștere odată cu mărirea lui T_V.

2. Aplicarea tratamentului de detensionare la 600°C cu timpul de menținere de 4 ore produce mo-

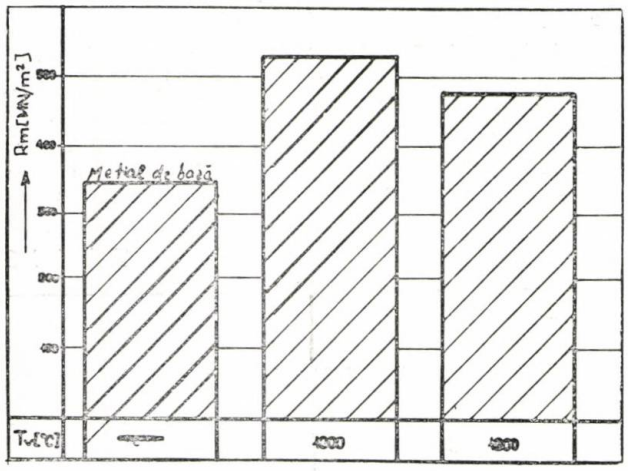


Fig. 17 Variația gîtuirii *(Z)* la 600°C cu temperatura de simulare T_V.

dificări structurale, dar structurile relevate de tip bainito-sorbitic cu durități maxime de 370 HV 5 pot produce fragilizarea structurală.

3. Valorile energiei liniare de sudare E_l (tabelul 3) arată că oțelul 1,3 MoDV poate fi sudat manual cu energii liniare de sudare pînă la 40,9 kJ cm (5).

4. Valorile scăzute ale gîtuirii la $T_V = 1000$°C și 1200°C ($Z_{1000} = 3\%$, $Z_{1200} = 6\%$) atestă o sensibilitate la fisurare prin detensionare pronunțată după Vinckier (1).

5. În final se poate conchide că oțelul slab aliat 1,3 MoDV prezintă sensibilitate la fisurare prin detensionare *(SFD)*, tratamentul termic de detensionare aplicat (600°C/4 h/aer) nu reduce pericolul fragilizării structurale atestată atît de formulele lui Nakamura ($\Delta G = 0{,}71$), Ito ($P_{SR} = 0{,}41$) și relația Vinckier, cît și de studiile metalografice și încercările mecanice din prezenta lucrare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Vinckier, A. G. și colab.:* Heat affected zone cracking in law alloy steels during stress relief heat treatments Progress Report, Doc. IIS/IIW — X — 674 — 1972.

[2] *Nakamura, H., Naiki, T., Okaboyashi, H.:* Stress relief cracking in heat affected zone, Doc. IIS/IIW — IX — 648 — 1969.

[3] *Ito, Y., Nakamishi:* Study on stress relief cracking in welded low alloy steels, Doc. IIS/IIW — X — 668 — 1972.

[4] *Uwer, D., Degenkolbe, J.:* Thermal cycles in arc welding calculations of cooling times, Doc. IIS/IIW — IX — 987 — 1976.

[5] *Ivens, P., Bergh, Van A. A.:* Toughness of the heat affected zone of welds in C and C — Mn steels proposed selection of material groups and heat affected zone thoughness, levels with respect to the prevention on brittle fracture, Doc. IIS/IIW — 903 — 1974.

CZ : 621.791 : 621.791.742

Cercetarea și elaborarea unor noi tipuri de materiale pentru sudură

Ing. Ioan **SURGEAN**, ing. Lucian **DRĂGUȚ**, ing. Floarea **BENEA**, ing. Radu **PANAITESCU** — I.S.I.M. — Timișoara

1. Cercetările efectuate la I.S.I.M. în domeniul materialelor de sudare au fost orientate în trei direcții principale :

— asimilarea fabricației la noi în țară a fluxurilor ceramice pentru sudarea automată și elaborarea în paralel a unor produse ceramice derivate ;

— elaborarea de noi tipuri și mărci de electrozi înveliți cu caracteristici superioare ;

— dezvoltarea unor noi direcții de cercetare privind extinderea gamei sortimentale a sîrmelor tubulare și introducerea unor noi procedee tehnologice de fabricație.

Lucrările de cercetare tehnico-științifică desfășurate în aceste domenii, înglobează un număr ridicat de obiective finalizate în perioada 1977—1978 prin noi mărci de materiale de sudare destinate industriei. Deși cercetările au avut un pregnant caracter aplicativ, au necesitat însă un volum mare de lucrări experimentale bazate pe noi concepte teoretice fundamentale.

Cercetările sistematice programate și în perspectivă cu orizont pînă la nivelul anului 1985, vizează accelerarea ritmului de asimilare a noilor materiale de sudare integrate noilor tehnologii care să faciliteze ridicarea gradului de mecanizare a structurilor sudate în special pentru oțeluri de înaltă rezistență și oțeluri speciale înalt aliate. Aceste considerente au impus colectivelor noastre utilizarea celor mai noi cunoștințe și dezvoltarea bazelor teoretice insuficient elucidate, datorită specializării restrînse a acestui domeniu de cercetare.

2. Din cercetările efectuate în ultimul timp pentru elaborarea noilor tipuri de materiale pentru sudare, se vor prezenta bazele

teoretice și experimentale folosite la elaborarea primelor fluxuri ceramice industriale românești destinate sudării oțelurilor cu limita de curgere ridicată exploatate la temperaturi joase (—40°C, —60°C).

Astfel, cercetările efectuate au fost orientate spre următoarele direcții mai importante:

a) determinarea unor sisteme adecvate de zgurifiere, care determină o comportare la sudare satisfăcătoare ;

b) stabilirea domeniilor de bazicitate optimă ($B > 3$) ;

c) determinarea nivelelor de activitate chimică eficientă pentru un anumit domeniu de aliere a sîrmei, care asigură o tenacitate maximă ;

d) studiul influențelor diferitelor sisteme de aliere prin sîrmă asupra caracteristicilor mecanice ale metalului depus.

a. Urmărind concomitent efectele diferiților componenți în funcție de bazicitatea pe care o conferă zgurii și dozarea diferențiată a acestora, au fost testate în diferite rețete efectele complexe a 6 oxizi : CaO, BaO, CaF_2, Al_2O_3, SiO_2.

CaO și MgO au caracter puternic bazic cu efect desulfurat și defosforant marcant. Introducerea CaO într-un flux ceramic, din diferite materii prime, conduce la potențarea caracterului oxidant al acestuia, datorită carbonaților care nu se descompun complet la temperaturile de calcinare a fluxurilor ceramice. Introducerea MgO în fluxuri ceramice, este posibilă și prin utilizarea carbonatului de magneziu calcinat, care este mult mai puțin higroscopic față de carbonatul de calciu, ceea ce crează posibilitatea realizării de fluxuri dezoxidante ;

CaF_2 are o largă utilizare datorită caracterului bazic cu un rol esențial în elaborarea fluxurilor ceramice prin legarea hidrogenului și acțiunii sale desulfurante. Temperatura redusă de topire (1361°C) și formarea de eutectice joase permite folosirea CaF_2 și ca mijloc eficient de reglare a fluidității zgurii.

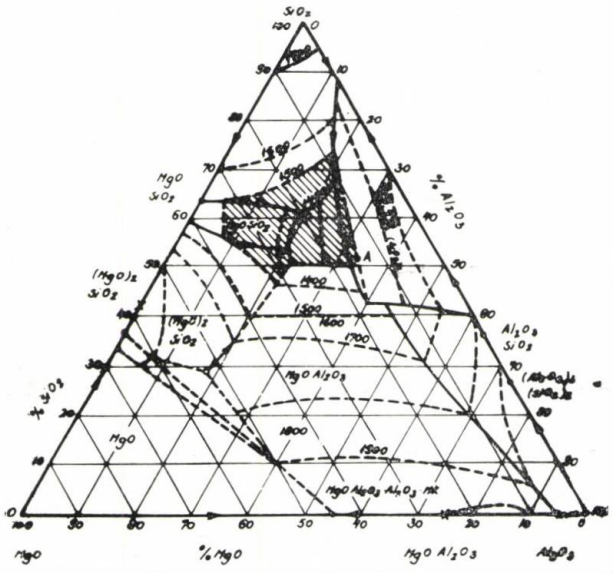
Ceilalți oxizi ca BaO, Al_2O_3, TiO_2 au efecte diferențiate fie asupra coborîrii intervalului de solidificare a zgurii, stabilității arcului sau formării unor tensiuni superficiale reduse.

Pe baza oxizilor amintiți au fost alcătuite și cercetate mai multe serii de fluxuri experimentale din următoarele sisteme de zgurificare :

$CaO - CaF_2 - Al_2O_3 - SiO_2$
$MgO - CaF_2 - Al_2O_3 - SiO_2$
$MgO - CaF_2 - Al_2O_3$
$MgO - BaO - CaF_2 - Al_2O_3 - TiO_2$

Variantele zgurifiante au fost alcătuite pe baza diagramelor de topire ale principalelor sisteme, decelîndu-se zonele susceptibile a fi adecvate fluxurilor pentru sudare ; în exemplele din figurile 1 și 2 au fost evidențiate prin hașurare zonele utile elaborării fluxurilor studiate.

b. În vederea evidențierii corelației dintre bazicitate și tenacitate s-au cercetat efectele oxigenului din zona arcului de sudură, care acționează defavorabil asupra tenacității. Cantitatea de oxigen este eliminată de o bazicitate mărită. Aceasta explică și limitele efectului bazicității, întrucît compușii bazici pot dizolva numai SiO_2, nu și oxizii aparent amfoteri, MnO și FeO. De aceea tenacitatea sudurii este influențată și de alți factori ca :



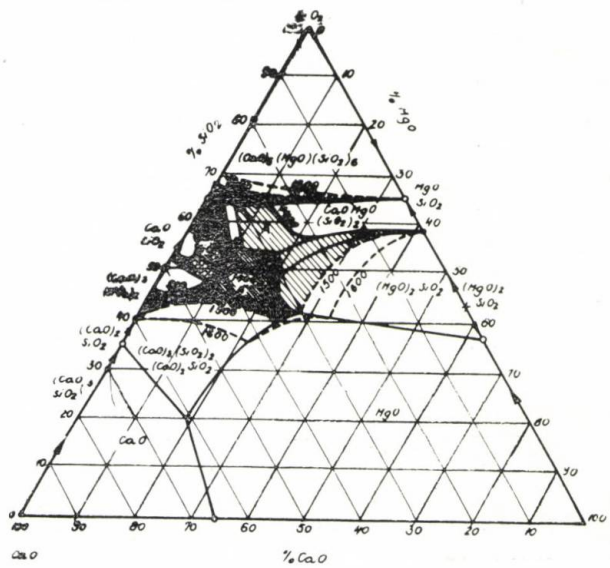


Fig. 1 și 2 Diagrame ternare cu notarea domeniilor de zguri adecvate pentru sudare.

dezoxidarea băii metalice, energia liniară de sudare, conținutul de mangan al sudurii, conținutul de FeO al fluxului.

Folosind avantajele complexe pe care le oferă în general zgurile bazice asupra rafinării băii de sudură, s-a urmărit conform teoriei ionice, micșorarea cantităților anionilor de Si, S, și P și a cationilor de Mn din zgură, precum și limitarea transferului acestora din zgură spre metal prin introducerea unor elemente ai căror ioni sînt suficient de puternici pentru a dizolva în zgură ionii slabi enumerați (anterior).

Astfel s-a putut îmbunătăți tenacitatea sudurii pînă la temperaturi de —30°C... —40°C numai prin mărirea bazicității fluxurilor după cum rezultă din figurile 3 și 4. Pentru estimarea tenacității s-a adoptat încercarea la încovoiere prin șoc pe epruvete Charpy V.

c. Au fost efectuate de asemenea cercetări complexe asupra activității chimice în vederea îmbunătățirii în continuare a tenacității sudurii. În urma unor serii de experimentări s-a constatat că efectele cele mai

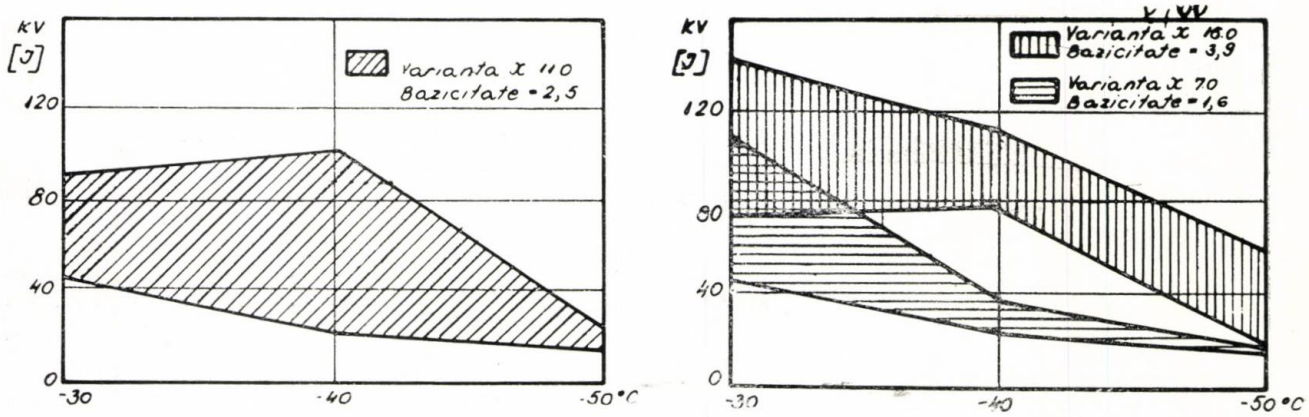


Fig. 3 și 4 Diagrame ilustrînd rolul creșterii bazicității fluxurilor în creșterea tenacității metalului depus.

Rolul activității chimice a fluxurilor asupra tenacității metalului depus

Tabelul 1

Clasa activ. ch.	Varianta flux experimental	Comp. ch. a MD, %		Activitatea chimică, %		KV,		I
		Mn	Si	Δ_{Mn}	Δ_{Si}	la —30°C	la —40°C	la —50°C
37	x 11.0	0,73	0,15	—0,20	+0,12	41—72—90	24—54—100	14—20—21
	x 11.27	0,75	0,21	—0,25	0,016	nedeterminat	44—97—119	16—20—23 33—43—74
38	x 11.25	0,76	0,26	—0,17	+0,23	nedeterminat	49—55—108	48—50—92 (14—17—31) *
	x 11.4	0,78	0,33	—0,15	+0,30	56—65—100	34—35—45	20—22—29
58	x 11.18	0,92	0,89	0	+0,26	27—35—55	13—15—22	—
98	x 11.23	1,69	0,33	+0,76	+0,30	12—12—14	7—12—13	—
	x 11.24	1,66	0,35	+0,73	+0,32	14—16—24	12—16—18	—
	x 11.10	1,45	0,37	+0,52	+0,34	32—45—53	20—21—30	14—18—24
79	x 11.9	1,13	0,39	+0,20	+0,36	16—18—32	12—21—22	—
99	x 11.26	2,00	0,48	+1,07	+0,45	10—11—15	12—12—12	—

* KV la —60°C

Valorile energiilor de rupere se referă numai la rețete experimentale.

favorabile se obțin cu fluxuri decarburante și cu un aport redus de siliciu în sudură (tabelul nr. 1).

d. Cercetările experimentale au fost definitivate prin studierea efectului diferențiat al sistemelor de aliere cele mai favorabile din sîrmele de sudare. Folosind diferite tipuri de sîrmă (cu Mn, Mn-Ni, Mn-Ni-Mo) la sudare în cuplu cu fluxurile elaborate s-au determinat domeniile de utilizare.

Cercetările au fost finalizate prin elaborarea a trei mărci de fluxuri ceramice pentru sudare : FCR 28, FC—40 și FC—60 satisfăcîndu-se astfel cerințele imediate pe plan național ale principalelor întreprinderi și șantiere în care sudarea automată deține o pondere importantă. Compoziția oxidică a celor trei fluxuri este prezentată haşurat pe diagrama ternară din figura 5.

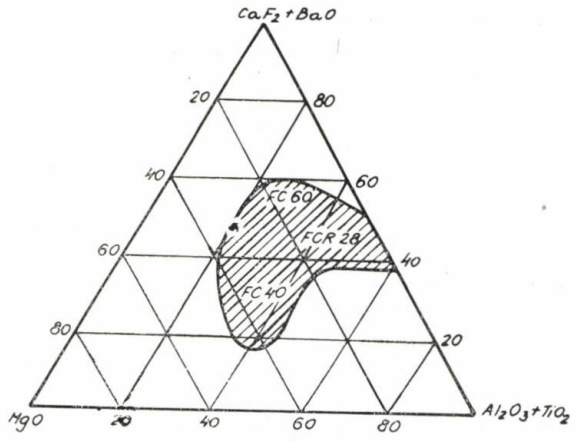


Fig. 5 Diagrama ilustrînd domeniile de compoziție oxidică a celor trei fluxuri.

Fluxul FCR—28 este destinat sudării cu arce multiple și își găsește largă aplicabilitate pe șantierele navale.

Fluxul FC—40 este destinat sudării structurilor din oțeluri slab aliate exploatate la temperaturi de pînă la —40°C. La elaborarea fluxului s-a urmărit posibilitatea folosirii sale în cuplu cu cea mai uzuală sîrmă S10 Mn1Ni1 — STAS 1126—76 pentru acest domeniu de utilizare. Fluxul își găsește o largă aplicabilitate îndeosebi în întreprinderile de construcții metalice (poduri, macarale, utilaj de transport).

Fluxul FC—60 este destinat sudării structurilor din oțeluri cu limita de curgere ridicată exploatate la temperaturi de pînă la —60°C. Fluxul are o largă aplicabilitate îndeosebi în întreprinderile constructoare de utilaj chimic și petrochimic.

Tabelul 2 cuprinde centralizat caracteristicile mecanice ale metalului depus cu cele trei fluxuri menționate.

Pe baza acestor rezultate au fost efectuate studii în vederea dezvoltării fabricației industriale a fluxurilor ceramice, acestea fiind introduse în producția industrială a întreprinderii Extraceram din Timișoara și la I.S.I.M. Timișoara.

3. Dezvoltarea noilor sortimente de electrozi înveliți a urmărit satisfacerea cerințelor majore actuale din economia națională legate îndeosebi de creșterea productivității muncii la sudare, introducerea unor procedee noi de sudare și asigurarea fiabilității unor obiective industriale de importanță deosebită.

3.1. La elaborarea noilor învelișuri de electrozi, cercetările au fost conduse principial după direcțiile expuse anterior, ținînd seama de particularitățile specifice fenomenelor fizico-metalurgice la interacțiunea în arcul electric de la sudarea manuală. Cercetările au avut la bază noi sisteme de zgurifiere polinare (figura 6).

Pe această structură au fost experimentați noi componenți chimici cu efecte fizico-metalurgice complexe evidențiate prin noi însușiri de comportare la sudare și obținerea unor energii de rupere ridicate la temperaturi pînă la —40°C.

Astfel, din cercetările efectuate asupra diferitelor sisteme de zgurifiere, cel mai adecvat s-a dovedit a fi sistemul CaO — CaF_2 — SiO_2 — ZrO_2 — TiO_2. Folosind aceste sisteme zgurifiante au fost realizate variante experimentale de învelișuri la care s-au introdus progresiv cantități sporite de pulbere de fier.

Caracteristicile mecanice a celor trei fluxuri *Tabelul 2*

Marca fluxului	Marca sîrmei în cuplu	R_p 0,2, N/mm² minim	R_m N/mm² minim	A_5, % minim	KV minim, J		
					—20°C	—40°C	—60°C
FC—R 28	S 10 Mn 1 Ni 1	400	530	22	40	—	—
FC—40	S 10 Mn 1 Ni 1	350	500	22	—	40	—
FC—60	S 3 Ni Mo	550	600	20	—	—	28

Scopul urmărit a fost mărirea productivității muncii la sudarea manuală prin creșterea randamentului de depunere, la nivelul

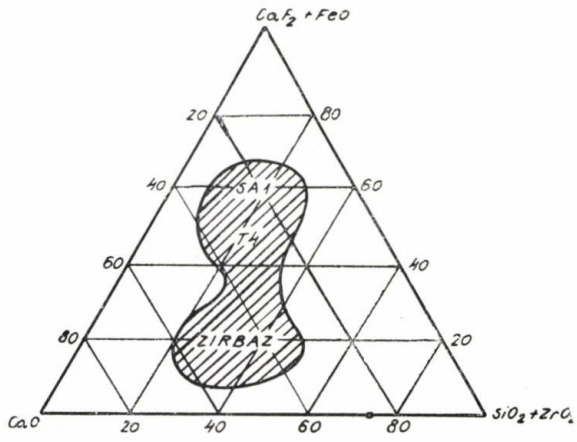


Fig. 6 Diagrama ilustrînd domeniile de compoziție a celor trei mărci de electrozi.

sudării automate. Stabilirea variantei optime, aplicabile în industrie a format obiectul unei cercetări aprofundate privind elucidarea influenței complexe a unor parametrii variabili ca: granulația, puritatea, compoziția și densitatea pulberii de fier.

În figura 7 este reprezentată spre exemplificare influența semnificativă a variației densității pulberii de fier asupra caracteristicilor de depunere.

Studiile întreprinse au condus la elaborarea unor amestecuri de învelire pe bază de oxizi de zirconiu și titan. Finalizarea cercetărilor s-a concretizat prin elaborarea noii mărci de electrozi *ZIRBAZ* destinați sudării cu mare productivitate ($R_E = 200\%$) a oțelurilor navale.

Efectul pozitiv al adaosurilor de zirconiu este ilustrat prin ușurința cu care se desprinde zgura în figura 8.

3.2. O altă direcție de cercetare a fost elaborarea electrozilor pentru sudare sub apă, în vederea executării unor lucrări de sudare în mediu maritim și fluvial.

Abordarea acestor cercetări a pus colectivului probleme inedite în tehnica sudării prin caracterul nou al însăși procedeului de sudare preconizat. Studii sistematice au condus la concluzia că sistemul zgurifiant TiO_2 — CaO — FeO — Al_2O_3 cu adaos de pulberi de fier oferă însușiri adecvate de sudare sub apă.

În cadrul acestui sistem au fost elaborate diferite variante de înveliș. În vederea protejării învelișului de acțiunea hidroscopică a apei marine s-a studiat și elaborat o nouă tehnologie de fabricație a electrozilor acoperiți cu peliculă hidroizolantă de compoziție specială.

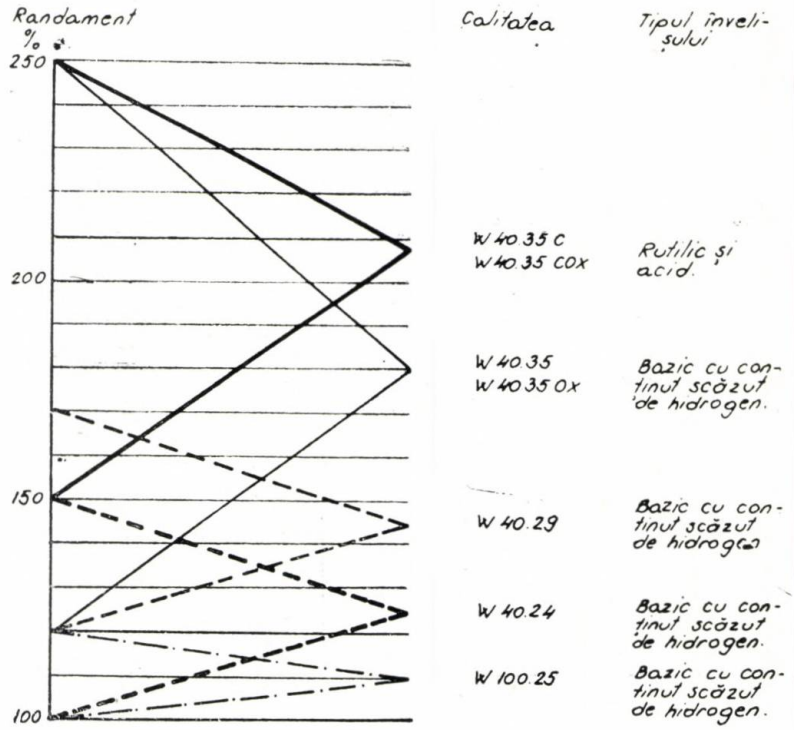


Fig. 7 Grafic cu influența densității pulberii de fier asupra randamentului de depunere.

Cercetările au fost finalizate prin elaborarea mărcii *SA* — 1 de electrozi destinați sudării sub apă a oțelurilor platformelor marine.

3.3. Un alt obiectiv al cercetării a urmărit realizarea unor electrozi înalt aliați pentru

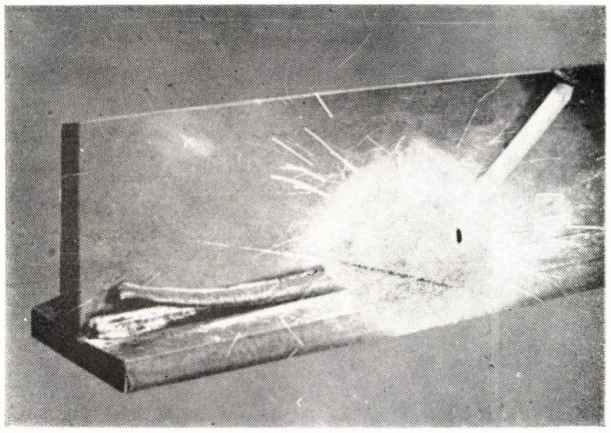


Fig. 8 Fotografia reprezentînd detașabilitatea zgurii la electrozii de mare randament.

încărcarea prin sudare a defectelor de cavitație a turbinelor hidraulice de la Porțile de Fier, în scopul asigurării funcționării hidroagregatelor la capacitatea maximă și prelungirii duratei de exploatare a lor. Prin aceasta se asigură un important spor de energie electrică (în valoare de peste două milioane lei/an cît și reducerea duratei și costurilor reparațiilor).

Studiile și experimentările efectuate au permis determinarea influenței favorabile a structurii austenitice aliată suplimentar cu Cr, Ni, Mn asupra rezistenței la cavitație a metalului depus în condițiile apelor fluviale cu debit mare și s-au finalizat prin elaborarea mărcii de electrozi înalt aliați austenitici T_4.

Cercetările și experimentările efectuate au urmărit elaborarea unor electrozi înalt aliați de tip austenitic care să asigure o rezistență la uzarea prin cavitație egală sau superioară metalului de bază. Structura pur austenitică a metalului depus a rezultat din necesitatea încărcării prin sudare a unui oțel înalt aliat martensitic greu sudabil.

În urma experimentărilor a rezultat un înveliș cu un sistem de zgurifiere CaO — CaF_2 — TiO_2 — SiO_2 de tip bazic care oferă o se-

Compoziția chimică a metalului depus cu două variante de T 4 *Tabelul 3*

Marca electrod	Compoziția chimică, %							
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	S	P
T 4	0,12	4,97	0,79	23,48	23,65	—	urme	0,016
T 5	0,12	4,17	0,83	21,46	24,95	3,36	0,003	0,017

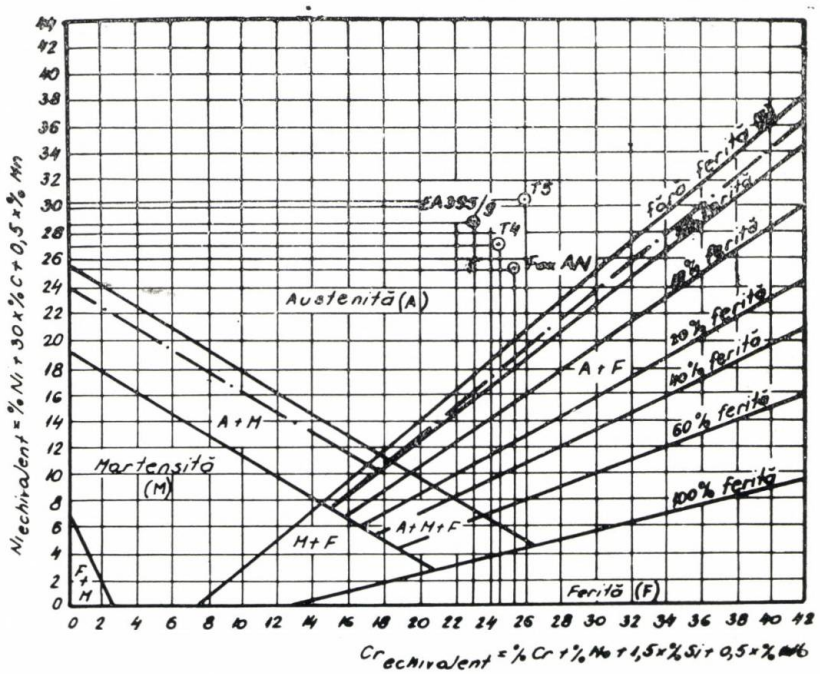


Fig. 9 Diagrama Schäffer pentru T 4.

rie de avantaje bine cunoscute. Sistemul de aliere a fost combinat prin vergea și înveliș pentru a permite utilizarea unor vergele din fabricația curentă și a compensa pierderile de elemente la sudare.

De notat conținutul ridicat de Mn din varianta T4 care în afară de îmbunătățirea rezistenței la cavitație constatată experimental a eliminat pericolul fisurării la cald, fenomen frecvent în cazul sudării oțelurilor cu 13% Cr.

Pe baza compoziției chimice a metalului s-a determinat teoretic cu ajutorul diagramei lui Schäffier, structura metalurgică a metalului depus cu variantele de electrozi *T4* și *T5* comparativ cu alți electrozi utilizați pe plan mondial pentru același scop (figura 9).

Caracteristicile mecanice ale metalului depus cu două variante de T 4

Tabelul 4

Marca electrod	$R_{p\,0,2}$ [N/mm²]	R_m [N/mm²]	$A5$, [%]	z [%]
T 4	416	566	36	48
T 5	484	587	40	58

În tabelul 4 se prezintă caracteristice mecanice ale metalului depus cu mărcile de electrozi T4 și T5.

Toate materialele de sudare cercetare au fost elaborate și introduse în fabricație pe scară semiindustrială la I.S.I.M. Timișoara.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Podgaetsky, V. V.:* Fluxes for Mechanized Methods of Welding, Schielding Gases and Solid Welding Wires. Nakova Dumka Publisher, Kiev, 1976.

[2] *Sălăgean, T. ș.a.:* Flux ceramiques pour le soudage automatique des aciers austenitiques de type 18/8 et quelques aplications. IIS Doc. XII 1—67.

[3] *Bennet, P., Stanley, J.:* Fluxes for QT 33 Steel Submerged Arc Welding Britisch Welding Journal, 1966, 2, pp. 59—66.

[4] *Solacolu, S.:* Chimia fizică a silicaților tehnici. Editura tehnică, București, 1968.

[5] *Stepath, M. D.:* Underwater Welding and Cutting Yields Slowly to Research — Welding Engineer, 1973, 4, pp. 30—38.

[6] *Schäffer, R. și colab.:* Unterwasserschneiden und Unterwasserschweissen — Fertigungsverfahren für die Meerestechnik-Schweissen und Schneiden, 1972, 9, pp. 349—353.

[7] *Hrelescu, M.:* Cercetări asupra alierii oțelului moale în arcul electric cu elemente care să confere metalului depus rezistență la cavitație. Teză de doctorat Timișoara, 1967.

[8] *Preda, I. și colectiv.:* Studiul comportării la cavitație a turbinelor Kaplan din centrala hidroelectrică Porțile de Fier, protocot I.P.T., 1976.

CZ : 621.791 : 621 : 792.3

Aprecierea capabilității tehnologiei de sudare pentru execuția îmbinărilor bridate

Dr. ing. Mircea **RAȚIU**, ing. Dorel **FLUERAȘ** — I.S.I.M. — Timișoara

1. Analiza comportării oțelurilor în construcția sudată în vederea aprecierii sudabilității, reclamă studierea configurației și a stări de solicitare a structurii sudate. Tensiunile care iau naștere în procesul de sudare, datorate energiei termice vehiculate, depind de modul cum construcția se opune sau permite, dilatarea termică sau contracția materialului. În vederea evaluării tensiunilor reziduale ce iau naștere în procesul de sudare și a susceptibilității la fisurare, din punct de vedere mecanic, în ultima vreme, s-a introdus pe plan mondial noțiunea de intensitate de bridare sau de restrîngere a îmbinărilor sudate. Conceptele de bază privind această noțiune au fost introduse în urma analizei teoretice efectuate pe sudurile cap la cap. Corelația între tensiunea de restrîngere și deformație, în sudură, în vederea determinării intensității de bridare și a intensității critice de bridare la care apar fisuri în sudură, se obține experimental în funcție de calitatea oțelurilor și de regimul de sudare.

În prezent pe plan mondial există teste de evidențiere a intensității critice de bridare cum ar fi RRC, Y (teste pentru solicitări axiale cu deplasare împiedecată) BRC (test de încovoiere cu deplasare împiedecată) TRC (test axial cu forță de solicitare constantă).

Încercările pe probe solicitate axial cu deplasare împiedecată au fost fundamentate teoretic prin analiza unui model matematic echivalent unei îmbinări cap la cap realizată între două bare încastrate. Modelul analizat are la bază simularea următorului proces: sub aspectul căldurii din zona îmbinării, barele se dilată intrînd în baia de metal topit după care în procesul de răcire barele se

contractă liber pînă în faza de solidificare a îmbinării, după care datorită deplasării împiedecate iau naştere tensiuni atît în metalul depus cît şi în metalul de bază. Contracţia totală (Δl_c) va fi egală cu contracţia metalului de bază (Δl_{cm}) plus contracţia sudurii (Δl_{cs}). În figura 1 se reprezintă relaţia între

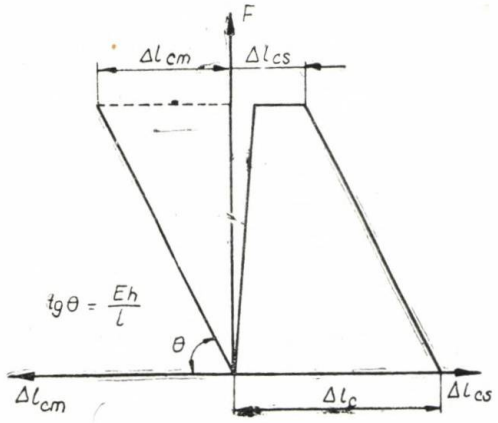


Fig. 1 Relaţia între forţa de reacţiune din epruvetă şi deformaţia acesteia.

forţa de reacţiune ce ia naştere în elementele îmbinării şi deformaţia barelor, în procesul de contracţie. Tangenta unghiului o reprezintă intensitatea bridării (K) şi pentru o stare de eforturi plane are forma :

$$K = E \cdot \frac{h}{l}, \text{ unde :}$$

E = modulul de elasticitate, N/mm^2 ;
h = înălţimea sudurii, mm ;
l = lungimea de bridare, mm.

În diagrama teoretică din figura 1 se observă că metalul de bază are o comportare eminamente elastică pe cînd sudura prezintă o comportare elasto-plastică. Aceste comportamente estimate teoretic nu diferă de cele reale ale metalului de bază şi sudurii.

Încercările de fisurare la rece pe probe bridate (cu deplasarea capetelor împiedecată) sînt accesibile avînd un caracter semi-industrial şi oferă date importante pentru estimarea comportării metalului de bază şi a sudurii, permiţînd verificarea alegerii corecte a oţelului, materialele de adaos şi a regimului de sudare.

2. Dispozitivul conceput şi executat pentru determinarea intensităţii de bridare a îmbinărilor sudate cap la cap prin topire, are la bază încercarea pe o epruvetă RRC — modificată. Epruveta folosită are o grosime de 30 mm şi o lungime a cusăturii de 100 mm. În figura 2 se prezintă dispozitivul executat. Părţile componente principale sînt placa fixă (2), placa demontabilă (1) şi căruciorul (3).

Epruveta se fixează între cele două plăci cu ajutorul unor şuruburi de înaltă rezistenţă pretensionate la o forţă capabilă să asigure preluarea solicitărilor numai prin frecarea plăcilor cu epruveta. Sudarea epruvetei se execută în fereastra practicată în cele două plăci. Temperatura în vecinătatea cusăturii se măsoară cu un termocuplu amplasat într-un orificiu.

Deformaţia elastică a plăcilor reprezintă cca 12% din deformaţia elastică a epruvetei ceea ce a impus utilizarea unui coeficient de corecţie, la determinarea intensităţii de bridare de 0,88.

Dispozitivul permite realizarea a şase trepte de intensităţi de bridare între 3000 şi 21000 N/mm, ceea ce asigură acoperirea întregului domeniu întîlnit în practica construcţiilor. În figura 3 se prezintă rezultatele determinării intensităţii de bridare pe diverse construcţii sudate (poduri, recipiente etc.) în funcţie de grosimea elementelor îmbinate.

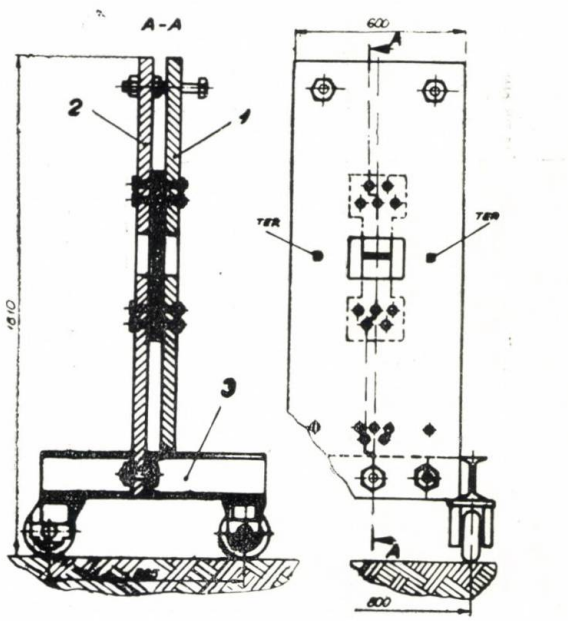


Fig. 2 Dispozitivul de determinare a intensităţii de bridare a îmbinărilor sudate cap la cap.

Dreptele care trec prin origine reprezintă intensităţile de bridare realizabile pe dispozitivul conceput.

Detectarea fisurilor pe probele încercate la I.S.I.M. pentru diverse regimuri de sudare s-a efectuat prin examinări macro în exterior şi radiografic pentru interior. Materialul de bază : OL. 52—4 aK conform STAS 500—68 şi OCS.52—7 a conform STAS 9021—75. Regimul de sudare adoptat I_s = 120—125 A ; U_a = 21—23 V şi V_s = 0,19—0,20 cm/s. Electrozii utilizaţi : superbaz E 146 B — PD.

3. Determinările intensității critice de bridare pe probe de 30 x 100 mm RRC — modificate din diverse oțeluri, obținute la I.S.I.M., s-au grupat împreună cu rezultatele obținute de alte laboratoare din străinătate [2, 3] și se prezintă în tabelul 1, în funcție de carbonul echivalent calculat cu formula lui IIS și indicele de fisurare P_{CM} calculat cu formula lui Ito și Bessyo.

În vederea stabilirii unei posibile corelații între intensitatea de bridare și carbonul echivalent sau indicele de fisurare s-a aplicat un test statistic de stabilire a intensității de corelație [1] pentru variația lui K în funcție de C_e și a lui K în funcție de P_{CM}.

Se calculează intensitatea corelației între $C_e - K_{cr}$ și $P_{CM} - K_{cr}$ cu relația :

$$r = 1 - \frac{6 \sum_{i=1}^{n} D_i^2}{n(n^2 - 1)}$$

unde $n = 18$.

Se obține pentru $C_e - K_{cr}$ $r_1 = 0{,}805$, iar pentru $P_{CM} - K_{cr}$ $r_2 = 0{,}562$.

Se constată că între carbonul echivalent calculat cu formula IIS și intensitatea critică de bridare există o corelație marcată [1] r_1 având valori cuprinse între 0,7 și 0,9 pe cînd între indicele de fisurare P calculat cu formula lui Ito și Bessyo și intensitatea critică de bridare, corelația este moderată, r_2 având valori cuprinse între 0,4 și 0,7.

Pe baza acestor considerente se poate afirma că formula IIS a carbonului echivalent asigură o bună apreciere a comportării la sudare din punct de vedere al comportării oțelurilor în construcția sudată fiind în corelație cu intensitatea de bridare a construcției.

4. În vederea determinării corelației între carbonul echivalent calculat cu formula IIS și intensitatea critică de bridare se avansează ipoteza că între cele două mărimi ar exista o relație liniară de tipul $K = b_0 + b_1 C_e$ Această ipoteză se acreditează numai pentru diagrama de variație din porțiunea superioară

Tabelul 1

Nr. crt.	C_e^*	Nr. ord.	P_{CM}^{**}	Nr. ord.	K_{cr}	Nr. ord.	$C_e - K_{cr}$		$P_{CM} - K_{cr}$	
							D	D^2	D	D^2
1	0,40	1	0,26	4	10 000	4,5	3,5	12,25	0,5	0,25
2	0,41	2	0,26	4	13 100	2	0	0	4	16
3	0,42	4	0,27	7,5	13 100	2	2	4	3,5	12,25
4	0,42	4	0,26	4	13 100	2	2	4	2	4
5	0,42	6	0,27	7,5	8 100	6	2	4	1,5	2,25
6	0.43	4	0,25	1	6 800	12,5	6,5	42,25	11,5	131,75
7	0,44	7,5	0,26	4	6 800	12,5	5	25	8,5	72,25
8	0,44	7,5	0,28	10	10 000	4,5	3	9	5,5	30,25
9	0,45	9	0,28	10	6 800	12,5	3,5	12,25	2,5	6,25
10	0,46	11	0,26	4	6 800	12,5	1,5	2,25	8,5	72,25
11	0,46	11	0,30	14	6 800	12,5	1,5	2,25	1,5	2,25
12	0,46	11	0,28	10	6 800	12,5	1,5	2,25	2,5	6,25
13	0,47	14	0,29	12,5	6 800	12,5	1,5	2,25	0	0
14	0,47	14	0,29	12,5	6 800	12,5	1,5	2,25	0	0
15	0,47	14	0,31	15,5	6 800	12,5	1,5	2,25	3	9
16	0,48	16	0,32	17,5	6 800	12,5	3,5	12,25	5	25
17	0,49	17,5	0,32	17,5	6 800	12,5	5	25	5	25
18	0,49	17,5	0,31	15,5	6 800	12,5	5	25	3	9

$^{*}Ce = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15}$

$^{**}P_{CM} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} \frac{V}{10} + 5B$

(fig. 4) punctului $C_e = 0{,}45$; $K = 6800$, deoarece valoarea $K = 6800$ N/mm. mm cenzurează diagrama în partea inferioară, din lipsa

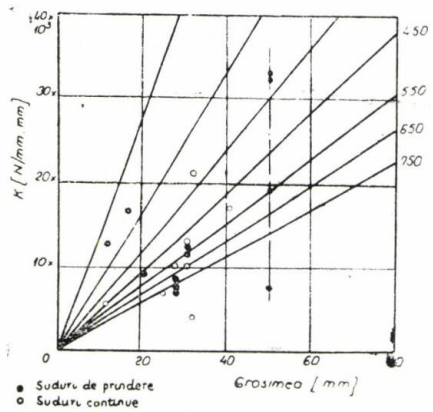


Fig. 3 Intensităţi de bridare ale diverselor construcţii sudate.

investigaţiilor sub această valoare. Există probabilitatea ca variaţia lui K cu C_e în această zonă neexplorată să fie tot liniară, dar afirmaţia trebuie confirmată experimental.

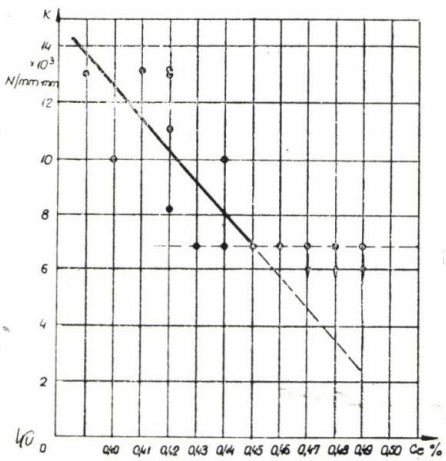


Fig. 4 Relaţia între intensitatea de bridare şi carbonul echivalent determinat cu formula IIS.

Elementele de calcul se prezintă în tabelul 2.

Coeficientul unghiular este :

$$b_1 = \frac{\sum_1^n (C_{ei} - \bar{C}_e)(K_i - \bar{K})}{\sum_1^n (C_{ei} - \bar{C}_e)^2} = 8170,$$

unde :

$$\bar{C}_e = 0{,}425$$

$$\bar{K} = 9755$$

Ordonata la origine are valoarea : $b_0 = \bar{K} - b_1 \cdot \bar{C}_e = 5275$. Regresia liniară are forma $K = 5275 + 8170 \cdot C_e$

Tabelul 2

Nr. crt.	C_{ei}	$C_{ei} - \bar{C}_e$	$(C_{ei} - \bar{C}_e)^2$	K_i	$K_i - \bar{K}$	$(K_i - \bar{K})^2$
1	0,40	—0,025	0,000625	10.000	245	60.000
2	0,41	—0,015	0,000225	13.100	3345	11.200.000
3	0,42	—0,005	0,000025	13.100	3345	11.200.000
4	0,42	—0,005	0,000025	13.100	3345	11.200.000
5	0,42	—0,005	0,000025	8.100	1655	2.740.000
6	0,43	0,005	0,000025	6.800	—2955	8.700.000
7	0,44	0,015	0,000225	6.800	—2955	8.700.000
8	0,44	0,015	0,000225	10.000	245	60.000
9	0,45	0,025	0,000625	6.800	—2955	8.700.000
	Σ	0,005	0,002025	—	3315	62.560.000

Pentru verificarea ipotezei s-a calculat intensitatea corelaţiei cu elementele din tabelul 3.

$$R^2 = 1 - \frac{n-1}{n-2}\left[\sum_1^n (K_i - \hat{K}_i)^2 \Big/ \sum_1^n (K_i - \bar{K})^2\right] \cong 0{,}72,$$

unde $K_i = b_0 - b_1 C_{ei}$.

Tabelul 3

Nr. crt.	C_e	$\hat{K}_i$	$K_i - \hat{K}_i$	$(K_i - \hat{K}_i)^2$
1	0,40	8.545	1455	2.117.025
2	0,41	8.625	1475	2.175.625
3	0,42	8.705	1395	1.946.025
4	0,42	8.705	1395	1.946.025
5	0,42	8.705	—605	366.025
6	0,43	8.785	—1985	3.940.225
7	0,44	8.875	—1075	1.155.625
8	0,44	8.875	1125	1.265.625
9	0,45	8.955	—1155	1.334.025

$$\sum_1^n (K_i - \hat{K}_i)^2 = 16.276.225$$

Intensitatea corelaţiei este $R \cong 0{,}85$.

Se consideră că intensitatea corelaţiei fiind aproape de 1, ca aproximaţie, corelaţia liniară este satisfăcătoare.

5. Corelația între intensitatea de bridare și carbonul echivalent al oțelurilor se poate utiliza la stabilirea limitelor admise ale carbonului echivalent în funcție de intensitatea de bridare determinată pe construcții reale.

În figura 5 se prezintă intensitatea de bridare măsurată pe diverse construcții sudate în funcție de grosimea elementelor care se îmbină. Cele trei clase sînt corespunzătoare :

A — construcțiilor puternic bridate (recipiente sferice) ;
B — construcțiilor moderat bridate (nave) ;
C — construcțiilor ușor bridate (poduri).

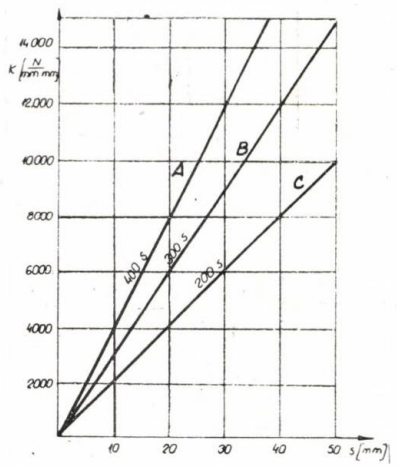


Fig. 5 Clase de bridare ale construcțiilor sudate.

La alegerea oțelurilor destinate construcțiilor metalice se poate utiliza ca un criteriu suplimentar intensitatea critică de bridare a oțelului determinată pe epruvete RRC cu grosimea corespunzătoare, sudate cu regimul și materialele de adaos utilizate în construcția reală. Condiția în acest caz se poate exprima cu inegalitatea $K_{cr} \geqslant K_c$ unde :

K_{cr} = intensitatea critică de bridare determinată în laborator ;
K_c = intensitatea de bridare a construcției calculată sau determinată conform figurii 5, în funcție de clasa de bridare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Sălăgean, T.* : Sudarea cu arc electric, ed. Facla, 1977.
[2] *Fikkers, A. T., Müller, T.* : Cold cracking tests to select welding conditions, in doc. IIW — IX — 977 — 76.
[3] *Satoh, K. și colectiv* : Studies on structural restraint severity relating to weld cracking In Japan, In Doc. IIW — X — 808 — 76.
[4] *Masubuchi, K.* : Similarities among theories of residual stress, joint restraint and fracture mechanics, In Doc. IIW — IX — 1054 — 77.
[5] *Kihara, H., Onuma, T., Watanabe, K., Satoh, K.* : Studies of delayed crack in welds of high, In Doc. IIW — 956 — 76.
[6] *Ueda, Y., Kusachi, Y.* : Theoretical analysis of local stresses and strains In RRC test specimens at crack inition, In Doc. IIW — X — 662 — 72.
[7] *Suzuki, H. Matsuoka, M., Nakamura, H. Yamakami, T.* : Measurement of restraint of weld joints in spherical pressure vessel, In Doc. IIW — IX — 789 — 72.

CZ : 621.791 : 625.2.012

Instalație de încărcare prin sudare automată sub flux a suprafețelor de revoluție. Tehnologia de încărcare a roților de vagonet

Ing. Teofil **SUBU**, ing. Cornel **CROITORU**, ing. Ion **LELUȚIU**,
ing. Ladislau **MEZÖ** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

Introducere

Instalația realizată la I.S.I.M. Timișoara este destinată încărcării prin sudare automată sub flux a suprafețelor cilindrice de revoluție cu lungimea de 30—1300 mm și diametrul de 100—600 mm, precum și a altor piese compuse în componența cărora se găsesc asemenea suprafețe.

La această instalație mișcarea de rotație a piesei de încărcat este corelată cu mișcarea de avans longitudinal a capului de sudare în funcție de lățimea cusăturii. Încărcarea se execută astfel automat după o traiectorie elicoidală.

Acest lucru are o importanță deosebită în practică deoarece nu mai este necesară întreruperea procesului de încărcare după realizarea fiecărei cusături circulare ; el decurge continuu pe toată lungimea suprafeței de încărcat.

În figurile 1 și 2 sînt prezentate două fotografii ale acestei instalații.

Descrierea instalației

Instalația de încărcare prezentată schematic în figura 3 se compune din următoarele subansamble :

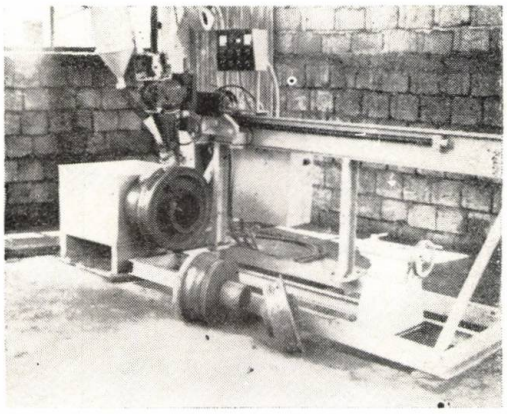


Fig. 1 Instalația de încărcat roți de vagonet.

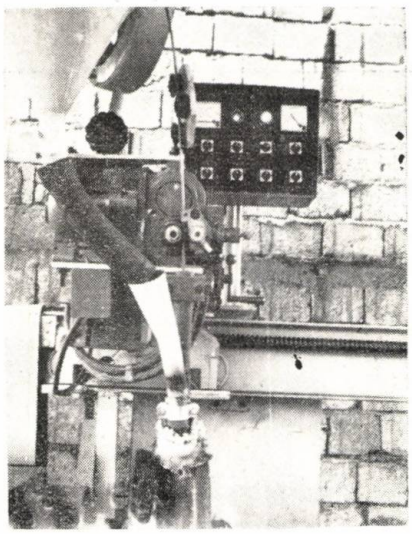


Fig. 2 Instalația de încărcat roți de vagonet (detaliu).

Capul de sudare automat sub flux (1) format din :

— dispozitivul de avans al sîrmei echipat cu un motor de curent alternativ cu tensiunea 3 x 36 V avînd o putere de 600 W, fabricat la Intreprinderea Electrotehnica București. Avansul sîrmei este asigurat de două role cu diametrul de 40 mm ;

— dispozitivul de îndreptare a sîrmei compus din 2 role fixe și o rolă de apăsare, prevăzute cu un canal corespunzător diametrului sîrmei de încărcare ;

— dispozitivul de înclinare, care permite înclinarea capului în două plane, transversal și longitudinal.

Căruciorul (2), care asigură deplasarea capului de sudare de-a lungul piesei de încărcat prin intermediul unui șurub conducător.

Dispozitivul de poziționat și rotit (3) asigură fixarea pieselor prin intermediul unui universal de strung de tipul DN 400.

În cazul încărcării unor piese lungi susținerea se face cu ajutorul pinolei (6).

Mecanismul de rotire asigură o gamă de turații în limitele 0,15 rot/min . . . 0,75 rot/min.

Mișcarea se transmite de la un motor cu turație variabilă, prin intermediul unui grup reductor cu două trepte de reducție (raportat de transmisie 1 : 4000 și 1 : 8000) la axul principal pe care e fixat universalul și roata de lanț ce transmite mișcarea șurubului conducător.

În acest fel rotația piesei de încărcat și avansul longitudinal al capului (1) la sudare sînt corelate în funcție de lățimea cusăturii, imprimînd acesteia o traiectorie elicoidală.

Pupitrul de comandă (8) pentru manipularea instalației este format dintr-o cutie metalică prevăzută cu aparate de măsură și control, butoane de comandă, care permit reglarea și controlul tensiunii și curentului de sudare.

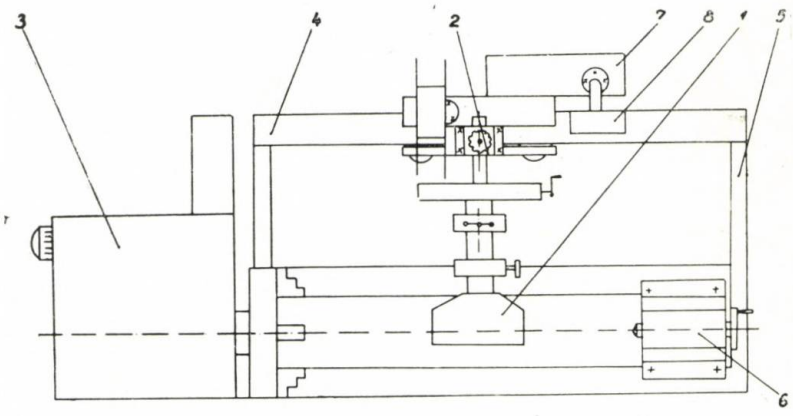


Fig. 3 Schema de principiu a instalației de încărcat roți de vagonet.

Cutia de aparataj (7) care conține aparatură de comandă și protecție a instalației fixate pe cărucior.

Calea de rulare (4) executată din profil I 20 STAS 565—71.

Batiul (5) este un cadru metalic din profile U 10 STAS 564—71 în construcție sudată.

Sursa de sudare este redresorul RSAR-1000 produs de Intreprinderea Electrotehnica București.

Caracteristici tehnice

Parametrii electrici nominali ai instalației sînt următorii :

— tensiunea de alimentare : 3 x 380 V ;
— curentul maxim de sudare : DA 80% . . 1000 A ; DA 100% . . . 900 A.
— tensiunea maximă de mers în gol : 60 V ;
— motor de avans sîrmă :
  a. tesiunea : 3 x 36 V ;
  b. turația : 1440 rot/min ;
  c. puterea : 600 W ;
— motor de rotire a piesei și avans cărucior :
  a. tensiunea : 220 V ;
  b. turația : 100—3000 rot/min ;
  c. puterea : 1,2 kW.

Parametrii mecanici nominali sînt :

— viteza de sudare minimă stabilă : 0,114 m/min ;
— viteza de sudare maximă : 1,41 m/min ;
— viteza de avans a sîrmei : 0,8 m/min, 1,3 m/min; 1,66 m/min ;
— diametrul sîrmei de sudare 5 mm, 4 mm, 3,25 mm ;
— capacitatea buncărului pentru flux : 20 l ;
— diametrul piesei de încărcat : 100—600 mm ;
— lungimea piesei de încărcat : 30—1300 mm ;
— înclinarea capului de sudură :
  a. în plan transversal : 0—30°C ;
  b. în plan longitudinal : 45°.

Transmiterea mișcării la cărucior se face cu lanț cu role și șurub conducător ; viteza de avans a căruciorului (pasul cusăturii) este de 8—22 mm/rot.

Tehnologia de încărcare a roților de vagonet pe instalația realizată la I.S.I.M.

Cercetările experimentale efectuate au avut două scopuri : alegerea materialelor de adaos (MA, cuplul sîrmă flux) astfel ca metalul depus (MD) să corespundă cît mai bine la solicitări și folosirea unei tehnologii care să asigure o bună legătură între MD și metalul de bază (MB), respectiv o geometrie și o structură potrivită a cusăturilor.

Alegerea MA. În acest scop s-au făcut depuneri de cusături pe plăci din OL 37 cu patru mărci de sîrmă plină : S55MoCr60, S50mOCr1, S40CrMnSi1, S32MoCr60 (STAS 1126/76) de 5 mm diametru în cuplul cu fluxul topit FSM—37, produs de I.S. Cîmpia Turzii.

În vederea alegerii MA sau executat următoarele determinări :

a. compoziția chimică a MD ;
b. comportarea la uzare abrazivă ;
c. comportarea la uzare prin rostogolire, alunecare și cu șocuri ;
d. caracteristicile structurale și valorile durității în MD.

a. Compoziția chimică a MD cu cele patru sîrme este prezentată în tabelul 1.

Compoziția chimică a MD cu sîrmele S55MoCr60, S50MoCr1, S40CrMnSi1, S32MoCr60

Tabelul 1

Nr. crt.	Marca sîrmei conform STAS	Compoziția chimică a *MD*						
		C	Mn	Si	P	S	Mo	Cr
1	S55MoCr60	0,32	1,46	0,74	0,021	0,008	0,47	4,31
2	S50MoCr1	0,17	1,25	1,18	0,023	0,005	0,38	0,66
3	S40CMS10	0,1	1,51	0,59	0,016	0,011	0,01	0,74
4	S32MoCr60	0,06	1,03	1,03	0,020	0,007	0,38	1,90

Din tabel rezultă că MD este un oțel mediu aliat în cazul primei sîrme și slab aliat în cazul celorlalte trei.

b. Încercarea la uzare abrazivă s-a făcut conform STAS 9639/74. Rezultatele încercărilor sînt prezentate în tabelul 2.
Din tabel rezultă că durabilitatea relativă masică la uzare cea mai ridicată o au epruvetele prelevate din MD cu sîrmele S55MoCr60 și S3MoCr60. Epruvetele din MD cu sîrmele S40CrMnSi1 și S50MoCr1 au durabilități apropiate de ale șinei. Epruvetele prelevate din roata (MB, T36 MS17) neîncărcată au cea mai slabă comportare la uzare.

c. Încercările la uzare prin rostogolire, alunecare și cu șocuri pe mașina Amsler au fost executate la Intreprinderea Tractorul Brașov. Probele pentru încercare au fost prelevate din MD cu sîrmele de încărcare, din roata neîncărcată și din șină. Marcajul probelor s-a făcut conform tabelului 3, iar rezultatele încercărilor pe mașina Amsler sînt prezentate în tabelul 4.

Rezultatele încercărilor la uzare abrazivă

Tabelul 2

Nr. crt.	Epruvete din materialul de examinat					Epruvete din materialul de referință (OLC 45)				Durabilitatea relativă la uzare μ	Media
	Marcaj epruv.	Marcă sîrmă	Greut. inițială g	Greut. după uzare g	Uzură U g	Marcaj	Greut. inițială g	Greut. după uzare g	Uzura U_c g	$\mu = \frac{U_c}{U}$	
1	A. 1	S55MoCr60	19,4900	19,2525	0,2375	1	17,9034	17,6008	0,3026	1,27480	1,51233
2	A. 3		20,3609	20,1915	0,1694	26	18,2032	17,9335	0,2697	1,59208	
3	A. 5		20,6299	20,400	0,2299	28	18,1348	17,7507	0,3841	1,67072	
4	B. 1	350MoCr1	20,7153	20,4416	0,2737	4	18,1047	17,7322	0,375	1,36097	1,30895
5	B. 3		23,2506	22,9680	0,2826	6	18,1017	18,8581	0,3436	1,21585	
6	B. 5		22,4806	22,1952	0,2854	27	18,2753	17,8900	0,3853	1,35003	
7	C. 1	S40CrMnSi1	21,7000	21,3736	0,3264	15	18,0864	17,6700	0,4164	1,27573	1,29083
8	C. 2		21,3600	21,0499	0,3101	22	18,1708	17,7576	0,4132	1,33247	
9	C. 3		20,5027	20,1898	0,3129	24	17,9360	17,5344	0,3956	1,26430	
10	D. 1	S32MoCr60	18,6033	18,2004	0,4029	2	18,440	18,0100	0,400	1,46412	1,41313
11	D. 3		18,0560	17,6760	0,3800	3	18,2918	17,8899	0,4119	1,50658	
12	D. 5		18,8737	18,4753	0,3981	7	18,1231	17,7213	0,4018	1,26870	
13	R. 1	Roată vagonet	18,2676	17,9613	0,3063	8	18,293	17,8625	0,4313	1,07048	1,07946
14	R. 3		17,7096	17,446	0,2636	11	18,1003	17,6790	0,4213	1,10868	
15	R. 5		18,5662	18,2514	0,3148	20	18,0300	17,6080	0,4220	1,05923	
16	S. 1	Șină CFR	18,6552	18,3800	0,2732	12	18,1800	17,748	0,400	1,46412	1,28330
17	S. 3		20,2899	20,0165	0,2734	13	18,2109	17,8493	0,4119	1,50658	
18	S. 5		21,5033	21,1866	0,3167	14	17,830	17,4507	0,4018	1,26870	

S-au stabilit doi coeficienți de durabilitate relativă masică la uzare prin rostogolire, alunecare și cu șocuri :

$$- U_1 = \frac{\text{uzura masică a epruv. din roată}}{\text{uzura masică a epruvetelor din materialul studiat}} = \frac{U_R}{U_M}$$

Pentru U_R s-a luat valoarea cea mai mare. Acest coeficient estimează comportarea la uzare prin rostogolire a epruvetelor din materialul studiat comparativ cu a epruvetelor prelevate din roata turnată. Din tabelul 4 rezultă că epruvetele din MD cu sîrmele S55MoCr60 și S40CrMnSi1 au cea mai bună comportare comparativ cu celelalte materiale.

Al doilea coeficient este :

$$U'_1 = \frac{\text{uzura masică a epruv. din șină în cuplu cu roată}}{\text{uzura masică a epruv. din șină în cuplu cu materialul de studiat}} = \frac{U_{SR}}{U_{SM}}$$

Acest raport estimează uzarea epruvetelor din șină în cuplu cu epruvetele din roată comparativ cu uzarea epruvetelor din șină în cuplu cu epruvetele din materiale de studiat. Din tabelul 4 rezultă că epruvetele din șină se uzează mai puțin cînd sînt încercate în cuplu cu epruvetele din MD cu sîrmele S55MoCr60 și S40CrMnSi1.

Din punct de vedere al comportării la uzare prin rostogolire sîrma S55MoCr60 este cea mai indicată pentru încărcarea roților de vagoneți deoarece :

Marcajul probelor

Tabelul 3

Materialul din care s-au prelevat probe	Marcajul probelor
S 55 Mo Cr 60	A. 1 ; A. 2
S 50 Mo Cr 1	B. 1 ; B. 2
S 40 Cr Mn Si 1	C. 1 ; C. 2
S 32 Mo Cr 60	D. 1 ; D. 2
Șină de cale ferată	S. 1 ; S. 2. . . . S. 10
Roată turnată (T36MS17)	R. 1 ; R. 2

Rezultatele încercărilor la uzare prin rostogolire și alunecare

Tabelul 4

Marcaj probe	Greut. rolei înainte de uzare g	Greutatea rolei după uzare g	Pierdere prin uzare g	Duritate relativă masică $U_1 = \frac{U_R}{U_M}$	Duritate relativă masică $U'_1 = \frac{U_{SR}}{U_{SM}}$
S1	82,1362	81,8856	0,2506	106,12	9,65
A1	79,4668	79,3540	0,1128		
S2	81,5764	81,3432	0,2332	96,54	10,4
A2	80,6752	80,5512	0,1240		
S3	80,6092	78,2910	2,3182	3,071	1,05
B1	83,6632	79,7656	3,8976		
S4	80,5540	78,8542	1,6998	3,13	1,43
B2	84,0264	80,1972	3,8292		
S5	81,7622	81,3454	0,4168	6,39	5,8
C1	82,6122	80,7360	1,8762		
S6	82,5546	82,1046	0,4500	6,89	5,4
C2	83,0714	81,3282	1,7432		
S7	81,6162	78,2996	3,3166	2,23	0,732
D1	82,7154	77,3626	5,3528		
S8	82,0024	78,3102	3,6922	1,906	0,656
D2	84,4962	78,4064	6,0898		
S9	81,8906	79,4230	2,4676	—	—
R1	82,1500	70,1792	11,9708		
S10	82,0564	79,6732	2,3832	—	—
R2	79,1252	67,9844	11,1408		

— are durabilitate relativă masică cea mai ridicată comparativ cu a celorlalte sîrme ;

— uzează șina cel mai puțin.

Sîrma S40CrMnSi l este indicată pentru încărcarea roților de vagoneți deoarece :

— are o durabilitate relativă masică corespunzătoare ;

— uzează șina în mod acceptabil.

d. În urma examinărilor structurale și a măsurătorilor de duritate au rezultat următoarele :

— apariția fisurilor este decelată numai în MD cu sîrma S55 Mo Cr 60 ;

— în metalul depus cu sîrma S 55 Mo Cr 60 apare martensită, fapt confirmat și de duritatea ridicată a MD.

Rezultatele tuturor cercetărilor și experimentărilor sînt prezentate succint în tabelul 5.

Dintre cele patru sîrme studiate, sîrma S40CrMnSi l este cea mai indicată pentru încărcarea roților de vagoneți deoarece :

— MD are durabilitatea relativă la uzare abrazivă apropiată de cea a șinei ;

— asigură o comportare la uzare prin rostogolire și alunecare bună ;

— duritatea MD este apropiată de cea a șinei ;

— nu apar fisuri în MD ;

— MD se poate prelucra prin așchiere fără dificultăți.

Rezultatele centralizate ale încercărilor efectuate

Tabelul 5

Marcaj probă	Marca sîrmă	Durab. rel. masică la uzare abrazivă (media)	Durab. rel. masică la uzare prin rostog. și alunecare		Structura constatată în MD	Duritate în MD HV5	
						min.	max.
A	S 55 Mo Cr 60	1,5233	101,33	10,4	Structură de turnare martensitică cu carburi complexe. In MD se observă microfisuri	516	549
B1 B2	S 55 Mo Cr 1	1,30895	3,10	1,24	Structura de turnare perlito-feritică cu sorbită, bainită, carburi complexe fine și grobe	286	317
D1	S 32 Mo Cr 60	1,41313	2,06	0,696	Structură de turnare feritică cu sorbită și carburi complexe fine	299	317
C1 C2	S 40 Cr Mn Si 1	1,29083	6,64	5,6	Structură de turnare perlito-feritică cu carburi complexe fine și grobe	246	286
	Șina CFR	1,28330	—	—	—	242	252
	Roată (T 36 MS 17)	1,07946	—	—	—	—	—

Sîrma S55MoCr60 deşi dă un MD cu coeficienţi de durabilitate mai ridicaţi decît sîrma S40CrMnSi l nu este indicată pentru încărcarea roţilor de vagoneţi deoarece în MD apar fisuri, iar prelucrarea prin aşchiere a suprafeţelor încărcate ridică probleme deosebite (datorită durităţilor mari ale MD).

Definitivarea tehnologiei de încărcare a roţilor de vagonet autodescărcător. În vederea definitivării tehnologiei de încărcare s-au executat următoarele :

a. determinarea teoretică a temperaturii de preîncălzire pentru metalul de bază (MB) ;

b. experimentări tehnologice pe instalaţie ;

c. analize structurale şi măsurători sclerometrice.

a. Roţile de vagonet autodescărcător sînt turnate din oţel marca T36MS17. Compoziţia chimică a acestui oţel (determinată) la I.S.I.M. este următoarea : C = 0,36% ; Mn = 1,65% ; Si = 0,55%.

Carbonul echivalent (Ce), calculat pentru oţelul T36MS17 după diferiţi autori şi în funcţie de acesta, temperaturile de preîncălzire a MB sînt prezentate în tabelul 6.

Din cele cinci metode, trei indică preîncălzire la o temperatură curpinsă între 150—350°C, una nu specifică θ_{pr} iar alta nu indică preîncălzirea MB.

b. Cu instalaţia executată s-au încărcat mai multe roţi fără preîncălzire şi cu preîncălzire la 250°C. În figura 4 este prezentată fotografia unei roţi încărcate.

Sîrma utilizată a fost S40CrMnSi l de 50 mm diametru în cuplu cu fluxul FSM—37 ; în cazul roţilor preîncălzite temperatura între straturi s-a menţinut la 250°C. În urma mai multor încercări, s-au stabilit următorii parametrii ai regimului tehnologic de încărcare :

I_s — curentul de sudare — 550 — 600 A ;

U_a — tensiunea arcului — 32 — 35 V ;

V_{as} — viteza de avans a sîrmei — 35 — 40 m/min ;

l_e — lungimea capătului liber 35 — 40 mm ;

v_r — viteza de rotaţie — 0,25 rot/min ;

E — lăţimea cusăturii = 30 mm.

Pentru ca operaţia de încărcare să decurgă în bune condiţiuni este necesară menţinerea fluxului pe roată în vederea protejării arcului electric.

In acest scop s-a realizat un dispozitiv în care se montează roata, iar sistemele de ghidare a sîrmei împreună cu ajutajul de curgere a fluxului s-au învelit cu pînză de azbest.

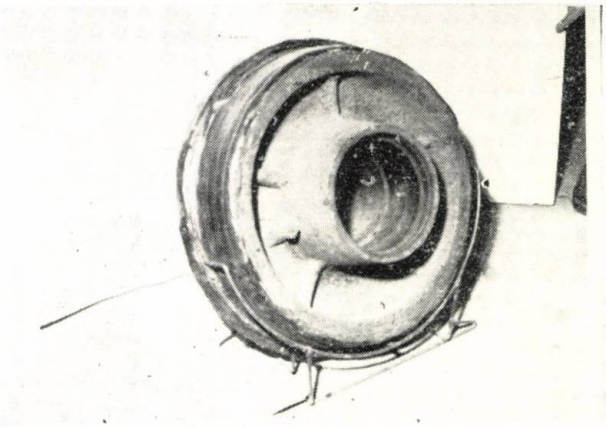


Fig. 4 Roată de vagonet încărcată.

In partea opusă buzei roţii a fost necesară montarea unei platbenzi de-a lungul circumferinţei pentru a se evita scurgerea băii de metal topit şi, implicit, formarea unor cusături necorespunzătoare.

In figua 5 este prezentată schematic roata în dispozitiv.

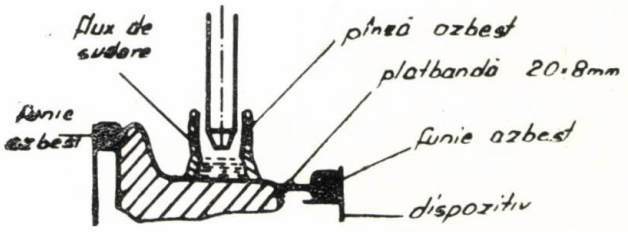


Fig. 5 Prezentarea schematică a roţii montată în dispozitiv.

Carbonul echivalent şi temperatura de preîncălzire

Tabelul 6

Tip oţel	Grosimea [mm]	Metode de calcul									
		Doc. IIS 704-70		Norme Japoneze		G. Tschenke H. Kiling		B.S. Kasotchin		H Seferian	
		C_e	$v_{pr.}$	C_e	$v_{pr.}$	C_e	$v_{pr.}$	C_e	$v_{pr.}$	C_e	$v_{pr.}$
T 36 MS 17	10-20	0,62	nu se specifică	0,62	150	0,61	250-300	0,62	—	0,59	200

Poziția capacului de sudare în timpul operației de încărcare și modul de depunere a cusăturilor sînt prezentate în figura 6.

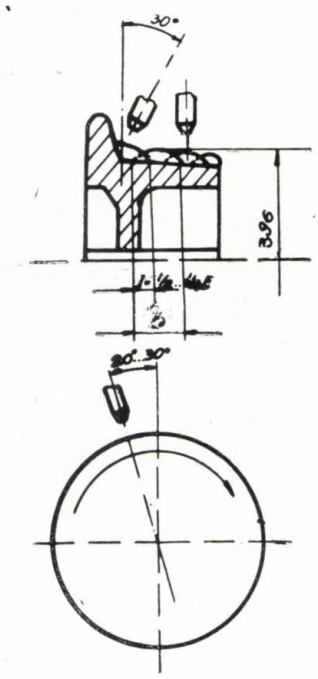


Fig. 6 Poziția capului de sudare în timpul operației de încărcare.

c. Analize structurale și măsurători sclerometrice.

Din roțile încărcate cu tehnologia prescrisă anterior (cu și fără preîncălzire) s-au prelevat probe pentru examinări structurale și măsurători de duritate, rezultînd următoarele :

— durităţile maxime în zona influenţată termic (ZIT) la probele cu preîncălzire sînt cuprinse între 220 — 230 HV5 ;

— durităţile maxime în ZIT la probele fără preîncălzire sînt cuprinse în intervalul 300 — 310 Hv5 ;

— durităţile mai ridicate la probele fără preîncălzire sînt semnalate și de prezența sorbitei în această zonă ;

— în cazul roților încărcate fără preîncălzire, majoritatea valorilor de duritate în ZIT sînt sub 300 HV5 ;

— în această situație încărcarea prin sudarea roților se poate face fără preîncălzire.

Pentru verificarea în practică a rezultatelor cercetărilor, cu tehnologia elaborată s-au încărcat patru roți care au fost transmise beneficiarului, Intreprinderea Minieră Hunedoara, pentru a fi încercate în exploatare.

In urma încercărilor din exploatare a rezultat că roțile (încărcate) au o durată de 3—4 ori mai mare decît roțile neîncărcate.

Concluzii

1. La ISIM Timișoara s-a executat o instalație pentru încărcarea prin sudare automată sub flux a suprafețelor cilindrice de revoluție după o traiectorie elicoidală.

2. Pe această instalație s-a elaborat tehnologia de încărcare automată sub flux a roților de vagonet autodescărcător utilizat în exploatări miniere.

3. Prin aplicarea acestor tehnologii la I.M. Hunedoara :

— costul unei roți încărcate este cu 660 lei mai scăzut decît al unei roți noi ;
— economiile realizate pe roată sînt estimate la 2300 lei ;
— durata de funcționare a roților încărcate este de 3—4 ori mai mare decît a roților neîncărcate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Prospect ESAB
[2] Doc. IIS — IX — 704 — 70
[3] *Hosimoto, H., Inagaki, N.:* Konstrukţionnie stali i problemi. In sverki avtomaticeskaia svark nr. 8, 9, — 1967.
[4] *Seferian, N.:* Metalurgie de la soudure. Ed. Dunod, 1959.
[5] *Selmereanu, N.:* Incărcarea prin sudare a bandajelor vehiculelor de cale ferată vol. II. contract ISIM. S. 265/1974.
[6] *Avram, I., Salagean, T.:* Procedee conexe ale sudării Ed. Tehnică București, 1968.
[7] *Horovitz, B.:* Organe de mașini, București, Ed. didactică și pedagogică, 1969.
[8] *ISIM* — Proiect de execuție mese de poziționare și rotire, Timișoara, 1977.

CZ : 621.791.44

Optimizarea tehnologiei de sudare cu arc rotitor

Ing. Dorin-Marius **DEHELEAN** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

Introducere

Elaborarea unei tehnologii de sudare presupune determinarea unor valori numerice pentru fiecare parametru de sudare. Practic, există un număr nelimitat de posibilităţi de realizare, din punct de vedere tehnologic, a unei îmbinări sudate. Din această cauză o problemă esențială în activitatea tehnologică de sudare o constituie optimizarea acestei activităţi, adică determinarea celei mai bune decizii tehnologice (regim de

sudare) funcție de criteriile tehnice și/sau economice luate în considerare. Optimizarea constă în determinarea acelui regim de sudare pentru care criteriu utilizat are valoarea maximă sau minimă.

Optimizarea tehnologică la sudare poate fi făcută pe baza unor criterii de calitate ale îmbinării sudate ca, de exemplu, rezistența la rupere a sudurii sau plasticitatea ei, exprimată prin unghiul de îndoire. Criterii economice de optimizare pot fi costul sudurii, productivitatea sudării, consumul de energie la sudare etc.

Pentru optimizarea regimurilor tehnologice de sudare este necesară cunoașterea influenței parametrilor de sudare asupra procesului de sudare. Intre parametrii de sudare nu există relații matematice, ci pot fi definite doar relații empirice cu valabilitate condiționată. De aceea, pentru optimizare nu se va putea folosi o metodă analitică directă și optimizarea va trebui făcută pe baza unei metode indirecte, ca, de exemplu, metoda gradientului, [1]. Această metodă experimentală pornește de la un regim de sudare oarecare și se apropie, prin îmbunătățiri succesive, de regimul optim pe direcția gradientului. Pentru aplicațiile practice este de interes scurtarea duratei procesului de elaborare al tehnologiei și reducerea volumului investigațiilor experimentale. Acestea se pot asigura prin demararea procesului de optimizare experimentală prin metoda gradientului într-un regim de sudare determinat analitic prin utilizarea relațiilor empirice existente între parametrii de sudare. In acest sens, procesul de optimizare tehnologică va cuprinde două faze și anume :

- **determinarea prin calcul a unui regim orientativ de sudare ;**
- **optimizarea regimurilor de sudare prin metoda gradientului.**

In continuare, se exemplifică metodologia de optimizare propusă, pentru cazul elaborării tehnologiei de sudare cu arc rotitor a unor țevi din oțel OLT 35, cu diametrul 30 mm și grosimea peretelui de 3 mm.

Calculul regimului orientativ de sudare cu arc rotitor

Din analiza acțiunii parametrilor de sudare cu arc rotitor a rezultat că aceștia au efecte diferite asupra procesului de sudare, respectiv asupra rezultatului acestuia. Complexitatea operației de optimizare tehnologică este condiționată de numărul parametrilor luați în considerare. Din această cauză este utilă reducerea numărului de parametri folosiți prin împărțirea acestora în parametri principali, respectiv secundari și efectuarea optimizării funcție de parametri principali. In această idee se consideră ca parametri secundari aceia care nu au o influență directă asupra sudurii.

Determinări făcute de autor au arătat că la sudarea cu arc rotitor a țevilor din oțel carbon acționează următorii parametri de sudare principali :

- curentul de sudare, I_s ;
- timpul de încălzire cu arc rotitor, t ;
- forța de refulare, F_{ref}.

Determinarea analitică a regimului orientativ de sudare se face plecînd de la tipul materialul de bază și secțiunea pieselor ce se sudează. Funcție de materialul de bază și de utilajul de sudare avut la dispoziție se alege un regim de sudare moale sau dur, înțelegîndu-se prin regim dur acela pentru care timpul de încălzire este sub 4 s.

In continuare, parametrii de sudare se determină pe baza relațiilor empirice existente între ei, conform algoritmului de calcul prezentat în figura 1.

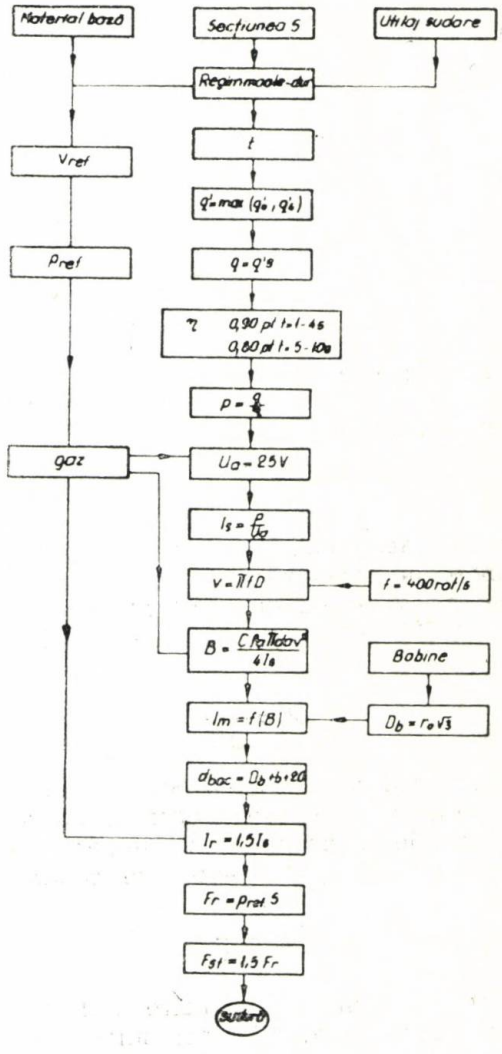


Fig. 1 Algoritmul de calcul al regimului de sudare cu arc rotitor

Funcție de timpul de încălzire ales se determină necesarul de energie pentru sudare considerînd că în perioada de încălzire trebuie să se asigure o temperatură de 1500°C pe suprafața frontală a țevilor, respectiv o temperatură de 900°C la o distanță y = 4 mm de extremitatea țevii. Puterea specifică necesară pentru îndeplinirea simultană a condițiilor de mai sus este :

$$q' = max(q'_0,\ q'_4) \tag{1}$$

unde prin q'_0 și q'_4 s-au notat puterile specifice necesarului pentru satisfacerea celor două condiții. In figura 2 se prezintă valorile lui q'_0 și q'_4 calculate din ecuația cîmpului termic la sudarea cu arc rotitor, pentru cazul unor țevi din oțel carbon, [3].

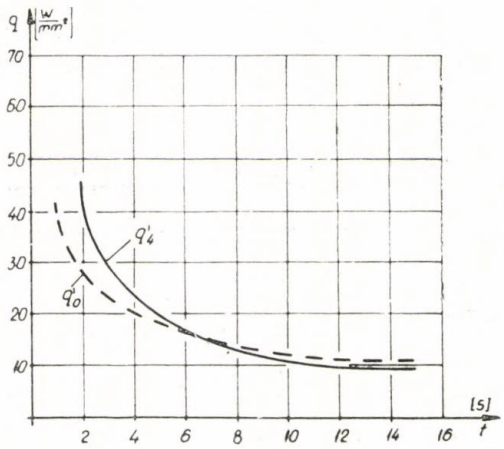


Fig. 2 Puterile specifice q'_0 și q'_4 necesare la sudarea cu arc rotitor

Puterea termică efectivă a arcului va trebui să fie atunci :

$$q = q'S \tag{2}$$

S fiind secțiunea pieselor.

Apreciind randamentul efectiv al procesului de încălzire cu arc rotitor la o valoare $\eta = 0{,}9$, [3], rezultă puterea arcului electric :

$$P = \frac{q}{0{,}9} \tag{3}$$

Mai departe, tensiunea arcului nevariind practic cu regimul de sudare și putînd fi apreciat, de aceea, la o valoare medie ($U_a = 25$ V), rezultă curentul de sudare :

$$I_s = \frac{P}{25} \tag{4}$$

Pentru a asigura o încălzire uniformă, corespunzătoare acțiunii unei surse termice plane, este necesar ca frecvența de rotație a arcului să fie mai mare decît o frecvență critică, care, pentru oțel carbon, are valoarea de 200 rot/s, [4]. Considerînd $f = 400$ rot/s, rezultă viteza de rotație a arcului :

$$v = \pi D f = 400\pi D \tag{5}$$

Cîmpul magnetic din întrefier, B, poate fi calculat din relația :

$$B = \frac{\pi C \rho_g d_a v^2}{4 I_s}, \tag{6}$$

care exprimă egalitatea dintre forța electromagnetică și forța de rezistență aerodinamică ce acționează asupra arcului. In această relație C este o constantă ($C = 1$), ρ_g reprezintă densitatea gazului în care are loc rotirea arcului, d_a este diametrul arcului.

Din curba de magnetizare caracteristică bobinelor de execuție utilizate și funcție de B rezultă curentul de magnetizare al bobinelor.

Viteza de refulare este condiționată de materialul de bază, precum și de utilajul avut la dispoziție. In mod uzual, se recomandă la sudarea cu arc rotitor viteze de refulare ridicate. Determinările făcute de autor au arătat că, pentru oțel carbon, corespunde viteze de refulare de 50 mm/s.

Presiunea de reflare poate fi estimată cu relația :

$$p_{ref} = R_c\left(1 + \mu \cdot \frac{3b - a}{6b} \cdot \frac{a}{h}\right) \tag{7}$$

în care R_s reprezintă limita de curgere a materialului la temperatura de refulare, b și a — dimensiunile piesei care se refulează ($b = \pi D$; $a = \delta$), μ — coeficientul de frecare pe suprafața de refulare, iar h — lungimea zonei în care are loc refularea.

Forța de strîngere a pieselor în bacuri este legată de forța de refulare prin relația :

$$F_{str} = (1{,}5—2{,}0)\ F_{ref} \tag{8}$$

Distanța dintre țevi d (lungimea arcului) nu influențează direct procesul de încălzire al țevilor, puterea arcului rămînînd, practic, constantă pentru o gamă largă de variație a lui d. In urma unui volum relativ ridicat de experimentări s-a apreciat că valoarea lui d trebuie să fie :

$$d = 1{,}5 \pm 0{,}5 \text{ mm} \tag{9}$$

pentru a asigura o funcționare stabilă a arcului rotitor.

Pentru cazul experimental tratat rezultă următoarele valori ale parametrilor de sudare :

$t = 4$s ; $q' = 23{,}58$ W/mm² ; $q = 5990$ W ; $\eta = 0{,}9$; $P = 6655$ W ; $U_a = 25$ V ; $I_s = 270$A ; $f = 400$ rot/s ; $v = 38$ m/s ; $B = 120$ Gs ; $I_m = 6$ A ; $p_{ref} = 70$ N/mm² ; $F_{ref} = 18$ kN ; $F_{str} = 27$ kN ; $v_{ref} = 50$ mm/s ; $d = 1{,}5$mm.

Acestea constituie regimul de sudare de bază de la care se începe optimizarea propriu-zisă.

Optimizarea tehnologică

Imbinarea sudată se supune încercării de tracțiune (conform STAS 5540/2 — 77) în urma căreia se consemnează rezistența la rupere, cu condiția ca ruperea să se fi produs în zona sudurii. Dacă ruperea are loc în materialul de bază, din îmbinarea sudată se debitează un tronson cu o lungime de 50 mm, avînd sudura ca axă de simetrie, și se supune unei încercări de aplatizare (STAS 5540/6-77), notîndu-se înălțimea țevii după aplatizare. Metoda gradientului se aplică în sensul maximizării rezistenței la rupere, respectiv minimizării înălțimii de aplatizare, pentru combinații diferite ale parametrilor de sudare principali. Modificarea parametrilor de sudare principali se face în următorii pași: curentul de sudare $p_1 = 50$ A, timpul de sudare $p_2 = 2$s, forța de refulare $p_3 = 6$ kN. Pentru fiecare regim de sudare determinat printr-o anumită combinație a parametrilor de sudare principali se fac 2 suduri.

Vectorul de bază $\bar{b}_1$ al programului de optimizare are componentele (270 A, 4s, 18 kN). In tabelul 1 se prezintă prima fază a programului.

Ultimul vîrf temporar al fazei *I*, $\bar{t}_{13}$, se consideră ca următorul vector de bază, $\bar{t}_{13} = \bar{b}_2$. Se poate presupune că dacă experimentul s-ar continua de la punctul $\bar{t}_2$ în mod analog ca de la punctul $\bar{b}_1$, rezultatele ar fi asemănătoare. De aceea, se trece peste o deviere locală în jurul lui $\bar{b}_2$ și se stabilește un nou vîrf temporar $\bar{t}_{20}$:

$$\bar{t}_{20} = \bar{b}_1 + 2(\bar{b}_2 - \bar{b}_1) = 2\bar{b}_2 - \bar{b}_1$$

Pentru cazul studiat rezultă $\bar{t}_{20}$ = (370 A, 4s, 30 kN).

In tabelul 2 este sintetizată faza a doua a programului.

Faza 1 a programului de optimizare

Tabelul 1

Nr. regim	Regim de sudare	R_m /kN/*	H/mm/	Concluzie**
1	$\bar{b}_1$ 270 A, 4 s, 18 kN	103 (s)	—	$\bar{t}_{11}$
2	$\bar{b}_1 - \bar{p}_2$ 270 A, 2 s, 18 kN	80 (s)	—	
3	$\bar{b}_1 + \bar{p}_2$ 270 A, 6 s, 18 kN	15 (s)	—	
	$\bar{t}_{11}$ 270 A, 4 s, 18 kN	103 (s)	—	
4	$\bar{t}_{11} - \bar{p}_3$ 270 A, 4 s, 12 kN	73 (s)	—	
5	$\bar{t}_{11} + \bar{p}_3$ 270 A, 4 s, 24 kN	107 (s)	—	$\bar{t}_{12}$
	$\bar{t}_{12}$ 270 A, 4 s 24 kN	107 (s)	—	
6	$\bar{t}_{12} - \bar{p}_1$ 220 A, 4 s, 24 kN	21 (s)	—	
7	$\bar{t}_{12} + \bar{p}_1$ 320 A, 4 s, 24 kN	110 (MB)	22	$\bar{t}_{13}$

* In paranteze s-a consemnat locul ruperii : *S* — sudură, *MB* — material de bază.

** Vectorii t_{1i} sînt vîrfurile temporare și reprezintă regimurile de sudare pentru care obiectivele de optimizare se îndeplinesc cel mai bine în cadrul seriei de încercări respective.

Faza 2 a programului de optimizare

Tabelul 2

Nr.	Regim de sudare	R_m /kN/	H/mm/	Concluzie
8	$\bar{t}_{20}$ 370 A, 4 s 30 kN	115 (MB)	17	$\bar{t}_{21}$
9	$\bar{t}_{20} - \bar{p}_2$ 370 A ,2 s, 30 kN	114 (MB)	18	
10	$\bar{t}_{20} + \bar{p}_2$ 370 A, 6 s, 30 kN	78 (S)	—	
	$\bar{t}_{21}$ 370 A, 4 s 30 kN	115 (MB)	17	
11	$\bar{t}_{21} - \bar{p}_3$ 370 A, 4 s, 24 kN	112 (MB)	15	$\bar{t}_{22}$
12	$\bar{t}_{21} + \bar{p}_3$ 370 A, 4 s, 36 kN	103 (MB)	18	
	$\bar{t}_{22}$ 370 A, 4 s 24 kN	112 (MB)	15	$\bar{t}_{23} = \bar{b}_3$
13	$\bar{t}_{22} - \bar{p}_1$ 320 A, 4 s, 24 kN	115 (MB)	20	
14	$\bar{t}_{22} + \bar{p}_1$ 420 A, 4 s, 24 kN	120 (MB)	17	

In ultima etapă a fazei a doua nu se mai obține o îmbunătățire a funcției — obiectiv. In felul acesta, vectorul $\bar{t}_{23}$ se localizează în zona soluției optime. Pentru a determina un regim de sudare mai bun decît regimul $\bar{t}_{23}$ (în sensul H_{minim}) este necesară micșorarea pasului de modificare al variabilelor. Avînd, însă, în vedere faptul că o modificare a curentului de sudare într-un interval sub 50 A, respectiv a forței de refulare sub 6 kN nu poate fi controlată, se asigură o deviere locală doar în jurul valorilor timpului de sudare, cu un pas de 1s.

In tabelul 3 se indică rezultatele fazei finale a programului.

Faza 3 (finală) a programului de optimizare

Tabelul 3

Nr.	Regim de sudare	R_m /kN/	H/mm/	Concluzie
	$\bar{b}_3$ 370 A, 4 s, 24 kN	112 (MB)	15	
15	$\bar{b}_3 - \bar{p}_2/2$ 370A, 3 s, 24 kN	112 (MB)		$\bar{b}_4$
16	$\bar{b}$ $\bar{p}_2/2$ 370A, 5 s, 24 kN	114 (MB)	18	

Experimentarea se opreşte la regimul optim de sudare (370 A, 3s, 24 kN). Pentru a ajunge la regimul optim s-au testat 16 regimuri de sudare. Examinarea roentgenografică a îmbinărilor sudate în regimul optim a permis încadrarea sudurilor în clasa de execuţie II.

In tabelul 4 se prezintă rezultatele analizelor metalografice ale unei îmbinări sudate în regimul optim, iar în figurile 3—5 microstructurile corespunzătoare numerotării din tabel.

Rezultatele analizelor metalografice

Tabelul 4

Zona cercetată	Structură	Mărime grăunte	Figură, 100x
metal de bază	ferită şi perlită în şiruri	6—7	3
zona influenţată termic	ferită şi perlită de granulaţie fină	9—10	4
metal topit	ferită de granulaţie fină	10	5

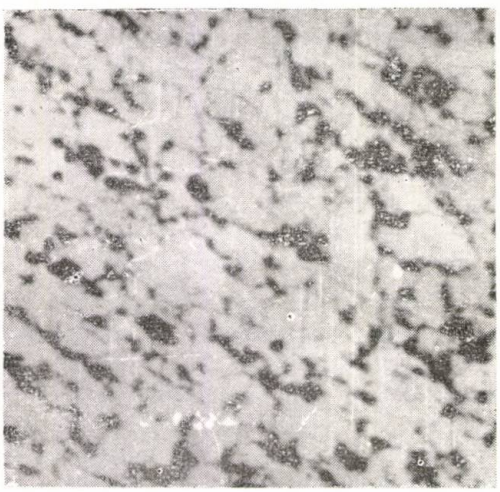


Fig. 3 Microstructură, metal de bază, 100x

Fig. 4 Microstructură, zonă influenţată termic, 100x

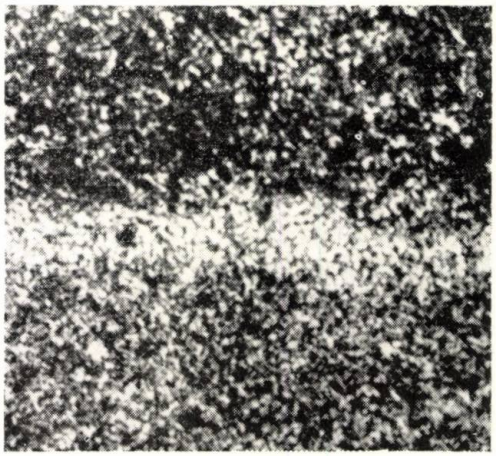


Fig. 5 Microstructură — metal topit, 100x

Examinările metalografice nu au decelat defecte. In centrul îmbinării sudate se semnalează o zonă albă, feritică caracteristică îmbinărilor sudate prin presiune.

Măsurătorile de duritate HV5 au arătat o creştere uşoară a durităţii în centrul îmbinării sudate, figura 6, ceea ce se explică prin caracterul relativ dur al regimului de sudare utilizat.

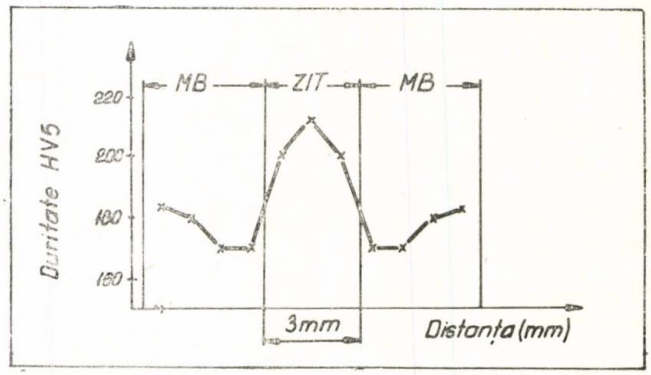


Fig. 6 Duritatea îmbinării sudate

Concluzie

Metoda de optimizare prezentată poate fi aplicată şi în cazul altor procedee de sudare. Utilizarea ei permite o reducere substanţială a volumului de investigaţii experimentale necesare stabilirii unei anumite tehnologii de sudare şi, în acelaşi timp, asigură detectarea acelor regimuri de sudare care realizează îndeplinirea criteriilor de calitate pentru îmbinările sudate în mod optim.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Zahradnik, R.:* Theory and techniques of optimization for practical engineers, Prentice Hall, 1973.

[2] *Burmeister, J. Förster, K.:* Erwärmungsvorgänge beim MEL-Schweissen, ZIS-Mitteilungen, 1974, 10, p. 1199-1205.

[3] *Dehelean, D.:* Consideraţii asupra proceselor energetice la sudarea cu arc rotitor, Sesiune de comunicări ISIM Timişoara, 1977.

[4] *Dehelean, D.:* Optimizarea tehnologică a procesului de sudare cu arc rotitor. Teză de doctorat. Institutul politehnic Timişoara, 1978.

CZ : 621.791.03

Mașini de sudat cu energie înmagazinată a pieselor componente din industria electrotehnică

Ing. Horst **LENGENFELDER** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

1. Sudarea prin puncte cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic se bazează pe transformarea în energie termică a energiei înmagazinate într-o baterie de condensatoare. Bateria de condensatoare se încarcă de la rețea prin intermediul unui redresor și stabilizator de tensiune și se descarcă în circuitul primar al transformatorului de sudare în al cărui circuit secundar sînt legate piesele de sudat sau se descarcă direct peste piesele de sudat în funcție de tipul mașinii.

Schema de principiu a unei mașini de sudare prin puncte cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic este prezentată în figura 1.

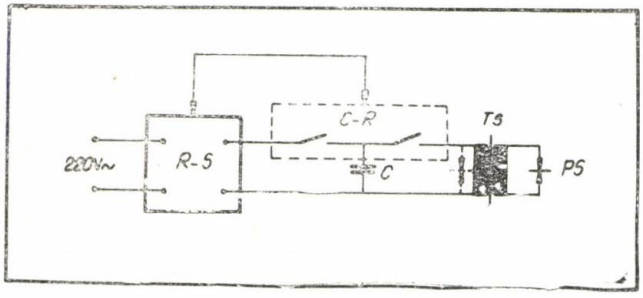


Fig. 1 Schema de principiu a unei mașini de sudare prin puncte cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic.

2. Elementele componente ale unei mașini de sudat prin puncte cu energie înmagazinată sînt :

a. redresor de încărcare cu tensiune stabilizată ;
b. bateria de condensatoare ;
c. blocul de temporizare și comandă ;
d. transformatorul de sudare.

a. Redresorul de încărcare cu tensiune stabilizată are rolul de a compensa fluctuațiile tensiunii rețelei și astfel de a asigura încărcarea la o tensiune constantă a bateriei de condensare, necesară pentru reproductibilitatea procesului de sudare.

b. Bateria de condensare este un element de bază a unei mașini de sudat cu energie înmagazinată. In cazul mașinilor de putere mică, se recomandă folosirea condensatoarelor de hîrtie de 4 — 20μF pe o unitate cu tensiunea de lucru pînă la 400 V. In cazul mașinilor de putere mare se recomandă folosirea condensatoarelor electrolitice de construcție specială cu tensiunea de lucru între 0,5—3,5 kV.

c. Blocul de temporizare și comandă asigură un decalaj minim între momentele terminării procesului de sudare și începerii încărcării bateriei de condensatoare, și totodată are rolul de a comanda intrarea în conducție a tiristoarelor de descărcare la fiecare apăsare pe butonul de sudare.

d. Transformatorul de sudare este elementul constructiv de bază al mașinilor de sudat prin puncte cu energie înmagazinată. Datorită regimului său de funcționare, transformatorul de sudare, folosit în mașinile de sudat de acest fel prezintă unele particularități și anume :

— timpul de descărcare al bateriei de condensatoare fiind foarte mic, dimensiunile transformatorului pot fi reduse ;
— pierderile în cupru și fier au o valoare suficient de rdusă pentru a permite funcționarea fără răcire artificială a transformatorului ;
— descărcarea bateriei de condensatoare peste înfășurarea primară a transformatorului provoacă în aceasta curenți de regim tranzitoriu.

Saturația miezului de fier al transformatorului provoacă micșorarea curentului de sudare la un curent de descărcare dat ; astfel, calculul miezului de fier trebuie să se efectueze cu luarea în considerație a valorii maxime a curentului de impuls și ținînd seama de valoarea parametrilor regimului de sudare.

3. In cazul încărcării unui condensator peste o rezistență R, variația curentului prin circuit, respectiv a tensiunii la bornele condensatorului este dată de relația (1) și (2) și reprezentată în figura 2.

$$i = \frac{U}{R} \cdot e^{1-\frac{t}{T}} \qquad (1) \qquad u_c = U \cdot e^{-\frac{t}{T}} \qquad (2)$$

U — valoarea maximă a tensiunii de încărcare ;
R — rezistența circuitului de încărcare ;
$T = RC$ — constanta de timp.

După trecerea unui timp $t = 5T$, procesul se poate considera practic terminat.

Formarea curentului de sudare depinde de parametrii electrici ai circuitului de sudare.

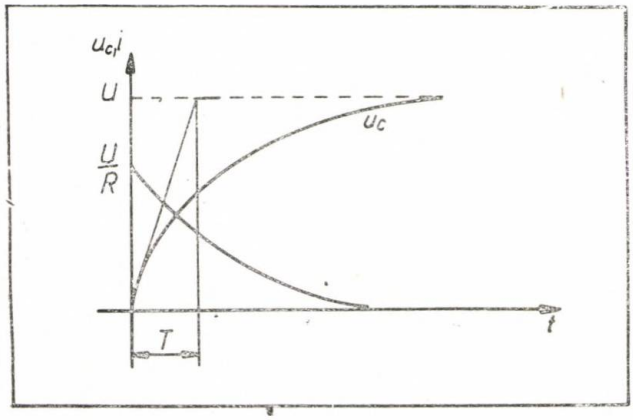


Fig. 2 Variația curentului prin circuit, respectiv a tensiunii la bornele condensatorului, în cazul încărcării unui condensator peste o rezistență R.

Se pot distinge două tipuri de descărcări: descărcarea aperiodică (fig. 3 a) și descărcarea periodică amortizată (fig. 3 b).

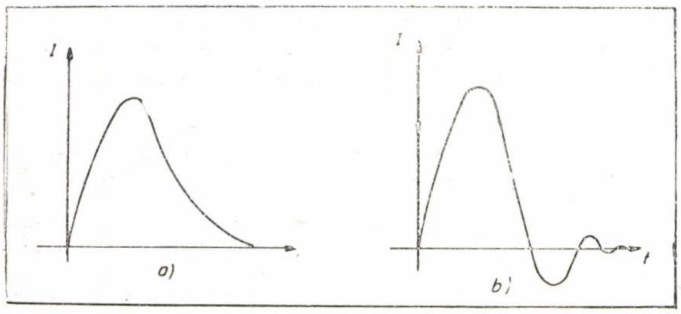


Fig. 3 Forma curentului de sudare la două tipuri de descărcări.

In cazul descărcării aperiodice, întreaga energie degajată se folosește la sudare. In cazul descărcării periodice amortizate, practic întreaga energie se degaja în cursul primei alternanțe a descărcării și se folosește la sudare. Pierderile de energie, datorate celorlalte alternanțe sînt neglijabile. Din punct de vedere al regimului tehnologic, forma, durata și valoarea maximă a curentului de descărcare respectiv a primei alternanțe are o valoare deosebită, mai ales la sudarea metalelor neferoase. Factorii de bază care influențează curentul de descărcare sînt: capacitatea bateriei de condensatoare, tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare și raportul de transformare al transformatorului de sudare. Factori mai puțin importanți sînt inductivitatea circuitului de sudare L_{cs} și rezistența circuitului de sudare R_{cs}.

Inductivitatea circuitului de sudare L_{cs} este determinată de construcția mașinii și depinde mai mult de lungimea portelectrozilor decît de îmbinarea sudată ce urmează a fi realizată, pe cînd rezistența electrică a circuitului de sudare R_{cs} variază mult în timpul procesului de sudare, datorită încălzirii, respectiv topirii locale a pieselor îmbinate.

In figura 4 sînt reprezentate curbele de variație a curentului de sudare în funcție de nivelele factorilor ce influențează procesul de sudare.

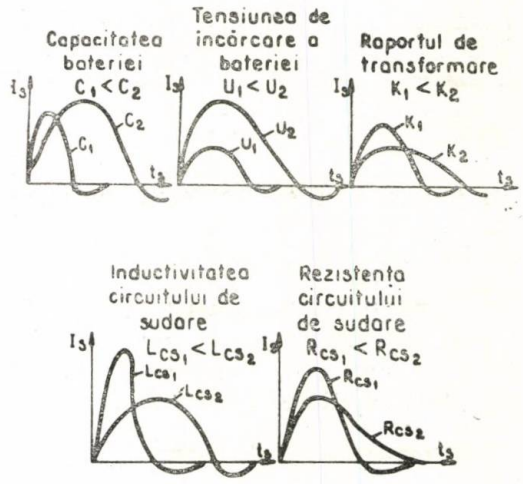


Fig. 4 Curbele de variație a curentului de sudare în funcție de nivelele factorilor ce influențează procesul de sudare.

4. Procedeul de sudare prin puncte cu energie înmagazinată prezintă următoarele avantaje:

— zonă influențată termic redusă;
— timp de sudare redus (<10 ms);
— posibilitatea dozării exacte a energiei necesare pentru sudare;
— solicitarea rețelei de alimentare lipsite de șocurile caracterstice sudării obișnuite prin puncte;
— posibilitatea sudării unor piese diferite ca dimensiuni sau/și material;
— posibilitatea sudării metalelor și a aliajelor metalelor cu conductibilitatea electrică și termică mare.

5. In continuare se prezintă două variante de asfel de mașini, proiectate și executate la ISIM Timișoara, și anume:

a. o mașină de sudare prin puncte cu energie înmagazinată cu transformator de sudare tip PPC—450 și

b. o mașină de sudare cap la cap cu energie înmagazinată fără transformator de sudare tip MICRO — ESEI — 90.

a. Mașina de sudare prin puncte cu energie înmagazinate tip PPC — 450 (fig. 5) este destinată sudării tablelor din metale și aliaje neferoase, de următoarele grosimi:

— aluminiu : 0,1 + 0,1 .... 0,5 + 0,5 mm;
— cupru : 0,1 + 0,1 .... 0,3 + 0,3 mm;
— alamă : 0,1 + 0,1 .... 0,5 + 0,5 mm.

b. Caracteristicile principale ale mașinii de sudat tip PPC — 450 sînt următoarele :

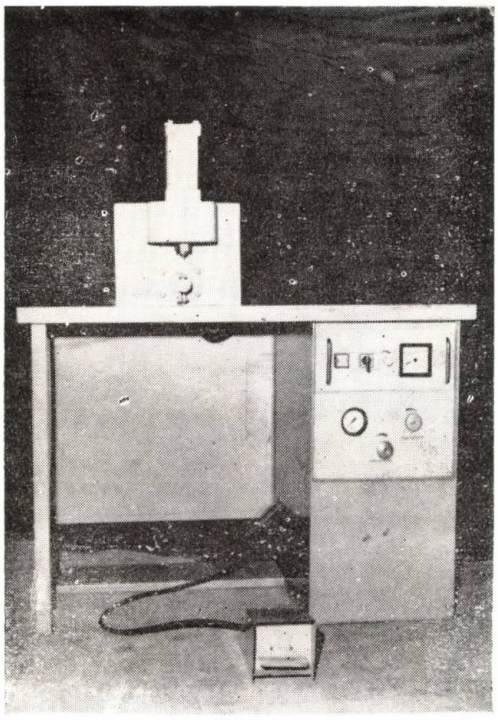


Fig. 5. Mașina de sudare prin puncte cu energie înmagazinată tip PPC — 450.

— tensiunea de alimentare : 220 V/50 Hz ;
— energia maximă înmagazinată în bateria de condensatoare : 450 J ;
— capacitatea bateriei de condensatoare : 10000μF ;
— puterea maximă a transformatorului de sudare la $DA = 2\%$: 16 KVA ;
— tensiunea secundară de mers în gol : 10 V și 30 V ;
— presiunea nominală a aerului comprimat din rețeaua de alimentare : 0,63 MPa ;
— forța de apăsare maximă : 720 N ;
— forță de apăsare minimă : 60 N ;
— cursa electrodului : 40 mm ;
— durata ciclului de sudare : 5 secunde ;
— cadența maximă de sudare : 12 suduri/minut ;
— dimensiuni de gabarit : 540x860x1220 mm ;
— masa : 200 kg.

In figura 6 sînt reprezentate cîteva piese sudate cu această mașină.

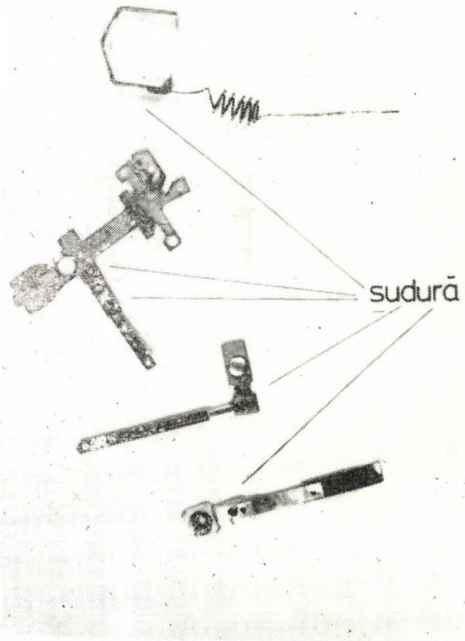


Fig. 6 Piese sudate cu mașina de sudare tip PPC—450.

b. Mașina de sudare cap la cap cu energie înmagazinată tip MICRO — ESEI — 90 (figura 7) este destinată sudării cap la cap a sîrmelor din cupru cu diametrul de 0,2 — 0,45 mm.

Caracteristicile principale ale mașinii de sudare tip MICRO — ESEI — 90 sînt următoarele :

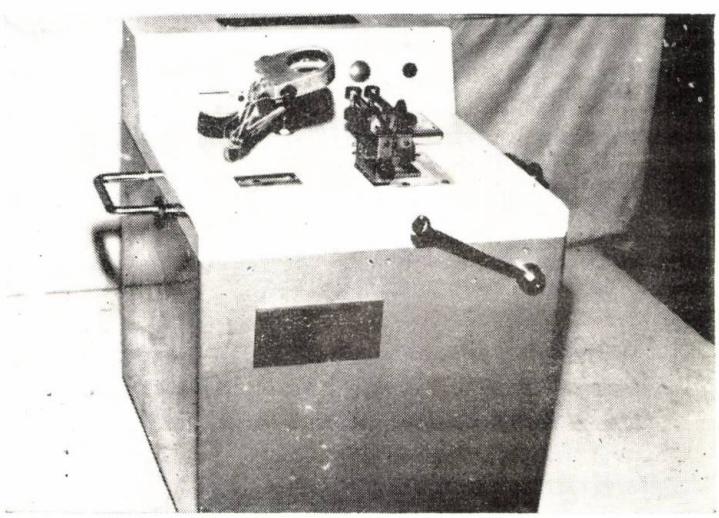


Fig. 7 Mașina de sudare cap la cap cu energie înmagazinată tip MICRO — ESEI — 90.

— tensiunea de alimentare : 220 V/50 Hz ;
— energia maximă înmagazinată în bateria de condensatoare, 90 J ;
— capacitatea bateriei de condensatoare : 50.000μF ;
— cursa bacului mobil : maxim 5 mm ;
— reglarea cursei bacului mobil : continuu.

In figura 8 este reprezentată o sîrmă de cupru sudată cap la cap cu această mașină.

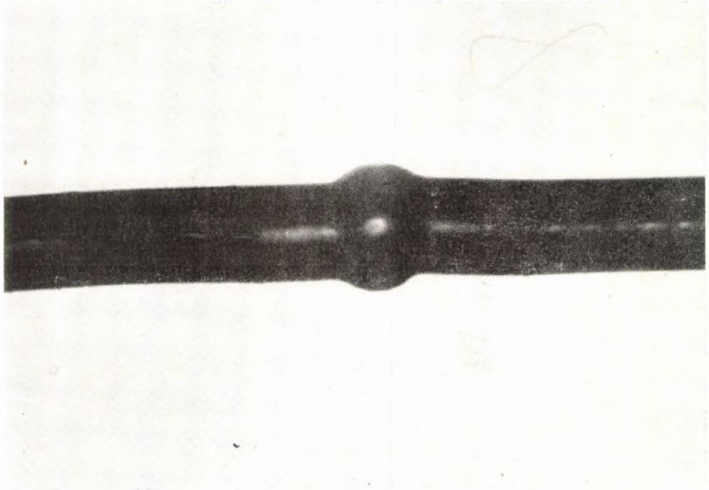


Fig. 8. Sîrmă de cupru de 0,3 mm diametru sudată cap la cap cu mașina de sudare tip MICRO — ESEI — 90..

Incepînd cu naul 1978 mașina de sudat prin puncte cu energie înmagazinată tip PPC —450 a intrat în fabricație de serie la Intreprinderea Electrotimiș Timișoara.

Mașina de sudat cap la cap cu energie înmagazinată tip MICRO — ESEI — 90 este folosită în prezent la Intreprinderea de conductori elctrici emailați Zalău.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Moravski, V. I.:* Svarka akumulirovanoi energhiei, Maşghiz, Moskva, 1964.
[2] *Centea, O., Miklosi, V.:* Mașini și aparate pentru sudarea electrică. Editura tehnică, București, 1976.
[3] *Popovici, V.:* Cercetări asupra sudări prin presiune în puncte a tablelor subțiri de aluminiu și a unor aliaje de aluminiu cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic. Teză de doctorat 1968.
[4] *Lengenfelder, H., Albu, A., Brașovan, C. L.:* Mașina de sudare prin puncte cu energie înmagazinată, studiu ISIM Timișoara, 1976.

CZ : 539.4 : 621.791

Rezistența la fisurare prin reîncălzirea îmbinărilor sudate din oțel slab aliat tip Mn-Mo. Încercări tehnologice și încercări de fluaj de scurtă durată

Dr. ing. Dragoș **CIOCLOV**, fiz. Petru **BOZU** — Institutul de sudură și încercări de materiale — Timișoara

Introducere

Utilizarea oțelurilor slab aliate în construcția vaselor de presiune sudate a adus în atenție fenomenul fisurării la reîncălzire localizat în zona influențată termic (ZIT) a îmbinării. Reîncălzirea construcțiilor sudate este impusă de tratamentele termice de detensionare post sudare — la temperaturi cuprinse între 550°C și 620°C — sau de atingerea temperaturii de funcționare în serviciu.

Investigațiile au arătat că fisurarea la reîncălzire a îmbinărilor sudate este guvernată de rezistența la fluaj de scurtă durată a ZIT, loc unde își au sediul mecanismele microstructurale care conduc la apariția fisurilor. In

esență, la reîncălzire și menținere la temperaturi în domeniul 550°C — 620°C se produce relaxarea tensiunilor reziduale pe seama deformației de fluaj. Concomitent, în ZIT precipită în interiorul grăunților carburi fine solubilizate în fazele anterioare ale ciclului la sudare. In aceste circumstanțe, matricea grăunților se rigidizează și deformația impusă de relaxarea tensiunilor reziduale se concentrează la limitele grăunților slăbite de neomogenitatea structurală prin precipitare (alternarea în limitele grăunților a precipitatelor de carburi cu zone sărăcite în elemente de aliere).

In practică, testarea unui material din punct de vedere al susceptibilității la fisurare la reîncălzire în condiții sudate se face prin încercări tehnologice pe îmbinări sudate simulate sau pe baza încercării îmbinărilor sudate în condiții de fluaj cu deformare impusă (relaxare) sau cu sarcină impusă.

Incercările cu caracter tehnologic furnizează informații de tipul „fisurează" sau „nu fisurează" pentru anumite condiții de temperatură și durată de menținere. Pentru evaluări, rezultatele încercărilor tehnologice sînt prezentate în coordonate temperatură — timp de menținere, sub formă de „curbe C" care delimitează domeniul în care apare, respectiv nu apare, fisurarea la reîncălzire (figura 1). In încercările tehnologice de regulă, parametrul solicitare (nivelul tensiunii reziduale sau de constrîngere al îmbinării) este necunoscut.

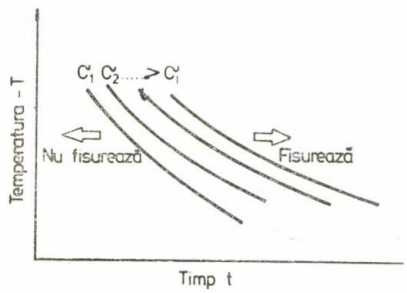


Fig. 1 Rezultatele încercărilor tehnologice în coordonate temperatură — timp de menținere.

Incercările de relaxare pe îmbinări care conțin ZIT ca zonă susceptibilă, se apropie în principiu cel mai bine de condiția reală a fisurării la încălzire. In practică, aceste încercări sînt greu de efectuat și se recurge la încercări de fluaj sub sarcină constantă. Comparativ cu încercările de fluaj pentru uzul proiectării construcțiilor solicitate la temperaturi înalte, încercările de fluaj efectuate în scopul studierii fisurării la reîncălzire sînt de scurtă durată, adică se extind pe un interval de timp analog duratei tratamentului de relaxare a tensiunilor în îmbinări sudate (maxim 100—150 ore).

In cele ce urmează se descriu rezultatele încercărilor de fluaj de scurtă durată pe epruvete care conțin ZIT a unei îmbinări sudate dintr-un oțel slab aliat Mn-Mo, îmbinarea fiind realizată prin sudare manuală cu electrozi înveliți și automat sub flux.

Rezultatele încercărilor se interpretează printr-o nouă formulă parametrică adecvată fluajului de scurtă durată, relevîndu-se domeniul temperatură —timp de menținere, în care nu apare fisurare la reîncălzire, domeniu atestat și de încercările tehnologice de tip BWRA și pe proba sudată cap la cap cu concentrator de tensiune simulat prin depunere incompletă (vezi mai jos).

Materialul încercat și tehnologia de sudare

Incercările de fluaj de scurtă durată au fost efectuate pe îmbinări sudate cap la cap prin procedeele manual cu electrozi înveliți și automat sub strat de flux, cu un metal de bază de tipul oțel slab — aliat Mn-Mo cu următoarele caracteristici :

Caracteristici mecanice

Tabelul 2

Caracteristici	Rezistența la rupere MPa	Limita de curgere	Alungire %	Observații
Prescripții	448—531	255	23	Pt. grosimi 50,8-101.6
Produs	46,4 ; 46,5	284 ; 279	26	—

Metalul de bază pentru încercări a fost livrat sub formă de tablă laminată la grosimea de 75 mm. Tabla a fost prelucrată prin rabotare cu un rost în simetrie în vederea realizării îmbinării sudate cap la cap.

Compoziția chimică

Tabelul 1

Elemente	C	Mn	P	S	Si	Mo	Obs.
Prescripții	max. 0,23	max. 0,90	max. 0,035	max. 0,040	0,15-0,30	0,45-0,60	Pt. grosimi 50,8-101,60
Produs	0,17	0,65	0,010	0,009	0,19	0,52	

Imbinările sudate au fost executate prin procedeul manual cu electrozi înveliți și automat sub strat de flux cu următorii parametri :

Materiale de adaos. Parametrii de sudare

Tabelul 3

Parametrii / Procedee	Electrod / Sîrmă	I(A)	U(V)	Diametrul electrodului	Viteza de sudare m/h
Manual cu electrozi	Electrod El Mo B	130-150	28	∅4	—
SAF	Sîrmă S2 Mo	420 ; 440	25	∅4	25

Incercări tehnologice de fisurare la reîncălzire

Paralel cu încercarea îminărilor sudate în condiții de fluaj s-au executat investigații pe probe tehnologice de tipul BWRA (figura 2) și cu concentrator de tensiune simulat prin

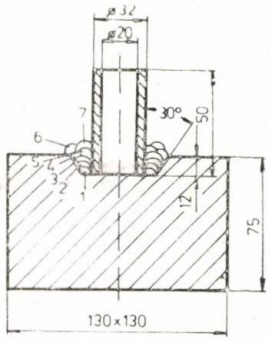


Fig. 2 Proba tip BWRA.

depunere incompletă (figura 3). Metalul de bază a fost prelucrat conform schițelor alătu-

rate, sudate prin procedeul manual cu electrozi (metalul de adaos fiind cel indicat în stare de preîncălzire. S-a sudat cîte o probă din fiecare tip, la cîte o temperatură de preîncălzire conform tabelului 4. Cele două probe tehnologice au fost supuse unui tratament termic de detensionare după care au fost decupate în felii, supuse unor încercări de microanaliză a structurilor metalurgice, a apariției fisurilor și cercetării de duritate pe metalul de bază, zona influențată termic și metalul depus.

Condiții de tratament termic

Tabelul 4

Parametrii / Tip proba	Numărul probei	Temperatura preîncălzire	Tratament de detensionare: Temperatura	Tratament de detensionare: Timp mentinere	Rezultatele încercărilor
BWRA	150	150°	600°	3 h	nu fisurează
BWRA	200	200°	600°	3 h	nu fisurează
Cordon incomplet	150	150°	600°	3 h	nu fisurează
Cordon incomplet	200	200°	600°	3 h	nu fisurează

Încercarea de fluaj de scurtă durată

Pentru încercarea de fluaj de scurtă durată s-a ales o epruvetă rotundă de tipul și cu dimensiunile indicate în figura 4. Epruvetele au fost extrase din felile obținute prin decuparea îmbinării sudate perpendicular pe direcția de sudare (figura 5). De menționat că pentru fiecare epurvetă s-a urmărit ca zona influențată termic să coincidă cu mijlocul epruvetei, sau în cazul epruvetei de tipul 3 (figura 5), rădăcina să ocupe zona centrală a epruvetei.

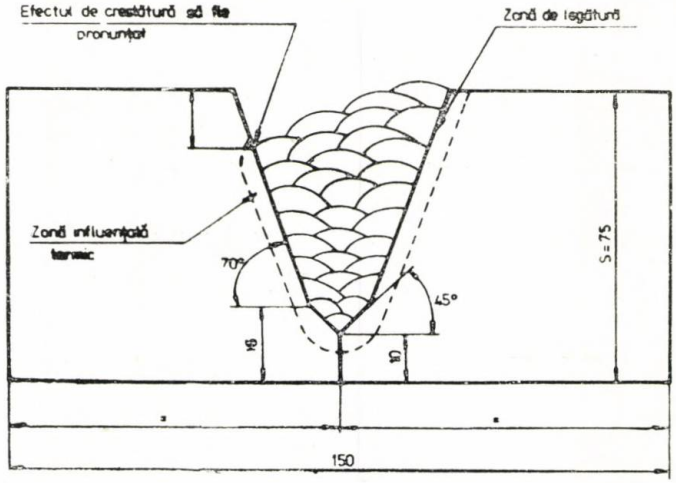


Fig. 3 Proba cu concentrator de tensiune simulat prin depunere incompletă.

Epruvetele au fost supuse încercării de fluaj de scurtă durată pe o mașină de tip Workstoffprüfmaschinen „Fritz Heckert"

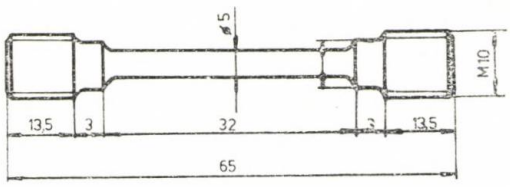


Fig. 4 Epruveta pentru încercarea la fluaj de scurtă durată.

Leipzig, cu sarcină constantă la trei temperaturi : 540°C, 600°C, 650°C, rezultatele încercărilor fiind în figura 6.

In vederea interpretării rezultatelor de fluaj s-au determinat și caracteristicile mecanice la încercări statice, la temperaturile la care s-au executat încercările de fluaj.

Epruvetele obținute în urma încercării de fluaj au fost prevăzute pentru analize structurale și durități conform figurii 7.

Interpretarea rezultatelor

a. Analiza rezultatelor încercărilor tehnologice pe probe tip BWRA și probe cu concentrator de tensiune simulat prin depunere incompletă, au relevat că pentru temperaturile de preîncălzire investigate și tratamentul de detensionare aplicat (vezi tab. 4), nu au apărut fisuri în ZIT în timpul reîncălzirii. Procedînd la o analiză după relațiile empirice propuse de Nakamura prin parametrul ΔG[6] și Ito [7] prin parametrul P_{RS} prin care se evaluează susceptibilitatea la fisurare la reîncălzire prin factorul compozițional rezultă :

$$\Delta G = Cr + 3{,}3Mo + 8{,}1 - 2 = -0{,}284 < 0$$

$$P_{RS} = Cr + Cu + 2Mo + 10V + 7\,Nb + 5\,Ti - 2 = -0{,}96 < 0$$

Se obțin deci valori negative ale parametrilor ΔG și P_{RS} ceea ce atestă o imunitate la fisurare la reîncălzire pentru gradul de proba BWRA și cu cordon incomplet.

Analizele metalografice, de asemenea nu au relevat diferențieri structurale în raport cu temperaturile de preîncălzire investigate. Structura în ZIT a fost de tipul perlită cu ferită aciculară, proporția constituenților fiind de 70/30, la un nivel de granulație de 6 după STAS 5490—71. Cu o astfel de structură în ZIT apare mai puțin probabilă apariția fisurării la reîncălzire, față de cazurile cînd ZIT-ul este constituit din structuri bainitice sau martensitice, relevîndu-se o concordanță cu analiza după parametrii de fisurare ΔG și P_{RS}.

b. Privitor la rezultatele de fluaj de scurtă durată în vederea evaluărilor cantitative și a comportării cu rezultatele încercărilor tehnologice, este utilă cuprinderea rezultatelor experimentale prin relații analitice care să exprime legătura dintre parametrii solicitare(σ), temperatură (T) și durată pînă la rupere (t). In cazul încercărilor de fluaj de lungă durată această interpretare se face prin intermediul relațiilor parametrilor propuse de Larson și Miller [1], Dorn [2] [4], Manson și Haferd [3] etc. Aceste metode de interpretare parametrică sînt concepute să cuprindă rezultatele experimentale cu o acurateță cît mai mare în domeniul duratelor mari de menținere, permițînd astfel predicția prin extrapolare a duratelor foarte mari, care nu pot fi atinse în experimentări. Apare deci că aceste metode nu sînt adecvate pentru descrierea rezistenței la fluaj de scurtă durată.

O interpretare parametrică a rezultatelor la fluaj de scurtă durată trebuie să cuprindă și cazul limită al ruperii quasiinstantanee în momentul aplicării sarcinii. Practic, pentru extrapolări către timpi foarte mici, rezistența la fluaj trebuie să se identifice cu rezistența la tracțiunea la temperatura de încercare σ_{RT}. Deci o relație parametrică de forma :

$$F(Q, T, t) = \text{constant} \qquad (1)$$

adecvată pentru fluaj de scurtă durată, trebuie să îndeplinească condiția $\sigma \to \sigma_{RT}$ pen-

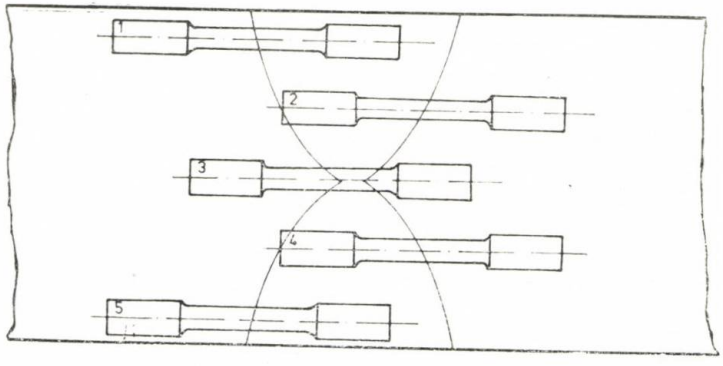


Fig. 5 Secțiunea prin epruvetele de încercare la fluaj.

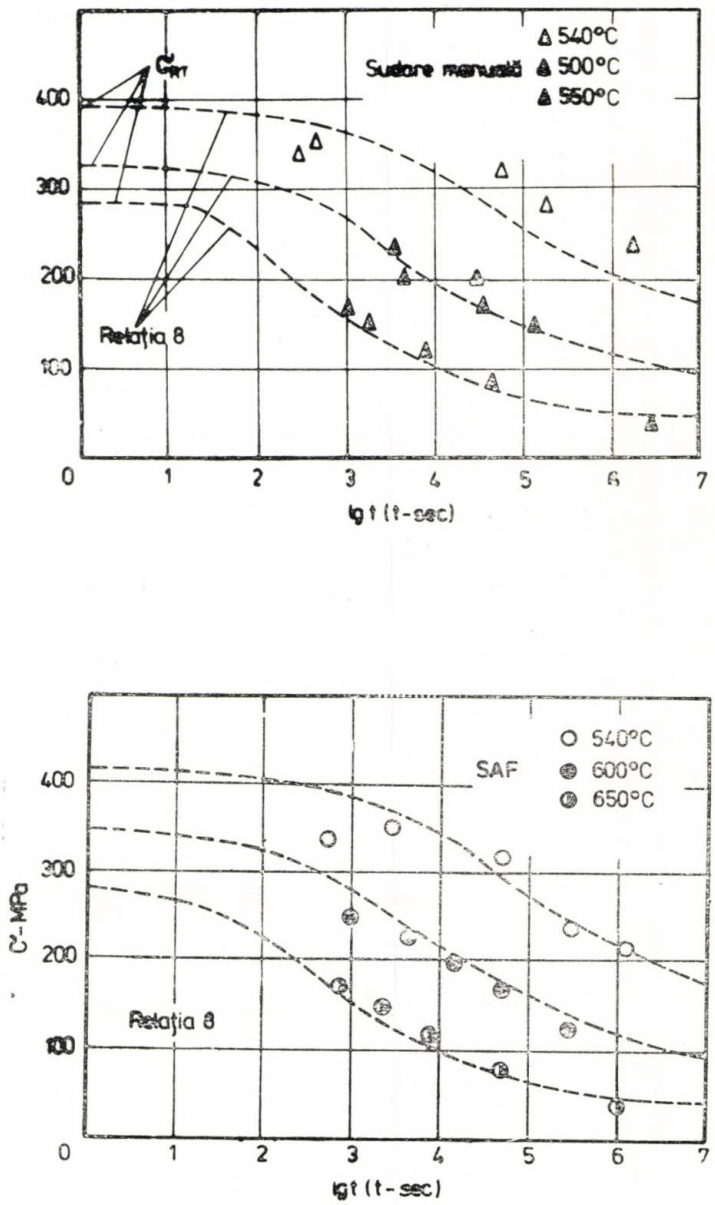


Fig. 6 — Diagramele încercărilor de fluaj la temperatură de 540, 600, 650°C.

tru $t \to 1$ (un timp unitar suficient de scurt, de exemplu 1 secundă). O astfel de condiție poate fi îndeplinită dacă solicitarea este exprimată printr-un parametru P de forma :

$$P_\sigma = \lg\left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{RI}}\right) \qquad (P_\sigma < 0) \qquad (2)$$

care față de timpul pînă la rupere este într-o corelație de tip invers proporțional de forma :

$$(-P_\sigma)^\beta = \frac{f(T)}{\lg t} \qquad (3)$$

Interpretarea rezultatelor experimentale după legătura funcțională dată de relația (3) reprezintă valorile experimentale primare σ și t pentru fiecare temperatură în coordonate transformate $y = \lg\left(\frac{-1}{P_\sigma}\right)$ și $x = \lg(\lg t)$

Se observă în aceste coordonate, relația (3) reprezintă o dreaptă de pantă β cu ordonata la origine de lg $[f(T)]$. Analiza variației cu temperatura a ordonatei la origine relevă o dependință de forma :

$$\lg[f(T)] = \lg A - \alpha \lg T \qquad (4)$$

cu $\alpha = 4$, atît pentru procedeul manual cît și pentru procedeul automat sub strat de flux, iar A o constantă experimentală independentă de temperatură.

In privința pantei, în reprezentările din figura 6, nu s-a evidențiat vreo dependință în raport cu temperatura, astfel că s-a adoptat pentru „β" valoarea medie $\beta = 0{,}5$. Cu aceste precizări, din conjuncția relațiilor (3) și (4)

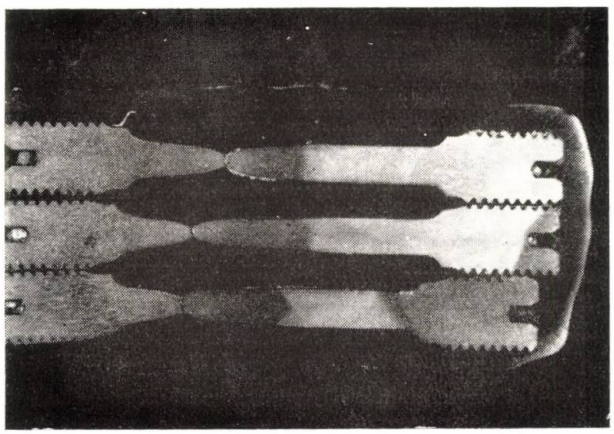


Fig. 7 Macrostructură epruvete încercate la fluaj.

forma analitică concretă a relației parametrice ajustării rezultatelor la fluaj de scurtă durată este :

$$\lg t = \frac{A}{T^4\sqrt{-\lg\left(1-\frac{\sigma}{\sigma_{RT}}\right)}} \qquad (5)$$

Se observă că parametrul :

$$P_{\sigma T} = T^4 P_\sigma = T^4\sqrt{-\lg\left(1-\frac{\sigma}{\sigma_{RT}}\right)} \qquad (6)$$

exprimat în funcție de intensitatea solicitării σ și temperatura de încercare T, permite o exprimare integrată a rezultatelor experimentale pe baza relației :

$$P_{\sigma T} \lg t = A = \text{constant} \qquad (7)$$

In figura 8 se reprezintă rezultatele experimentale obținute în coordonate lgt și $\frac{1}{P_{\sigma T}}$ care liniarizează relația (7).

In final, rezultatele experimentale pentru cazul sudării manuale și sudării automate sub strat de flux pot fi reprezentate printr-o relație comună :

$$\lg t = \frac{1{,}5\cdot 10^{12}}{T^4\sqrt{-\lg\left(1-\frac{\sigma}{\sigma_{RT}}\right)}} \qquad (8)$$

Desigur, în această reprezentare, dreapta care ajustează rezultatele experimentale trece prin origine și are panta A, ceea ce este atestat de tendința rezultatelor experimentale reprezentate în figura 8.

Parametrul A independent de temperatură și procedeul de sudare, reflectă faptul că prin exprimarea solicitării σ prin raportare la rezistența la tracțiune la temperatura de încercare σ_{RT}, rezultatele de fluaj sînt aduse într-o formă unitară de prezentare. Rezultă că influențele tehnologice sînt cuprinse numai prin intermediul parametrului σ_{RT}. Parametrul $P_{\sigma T}$ permite predicția rezistenței, respectiv a duratei pînă la rupere la alte temperaturi decît cele pentru care s-au făcut încercări sau pentru o temperatură dată, permite extrapolarea sau interpolarea duratei pînă la rupere în condiții de fluaj de scurtă durată. Reprezentarea parametrică a rezulta-

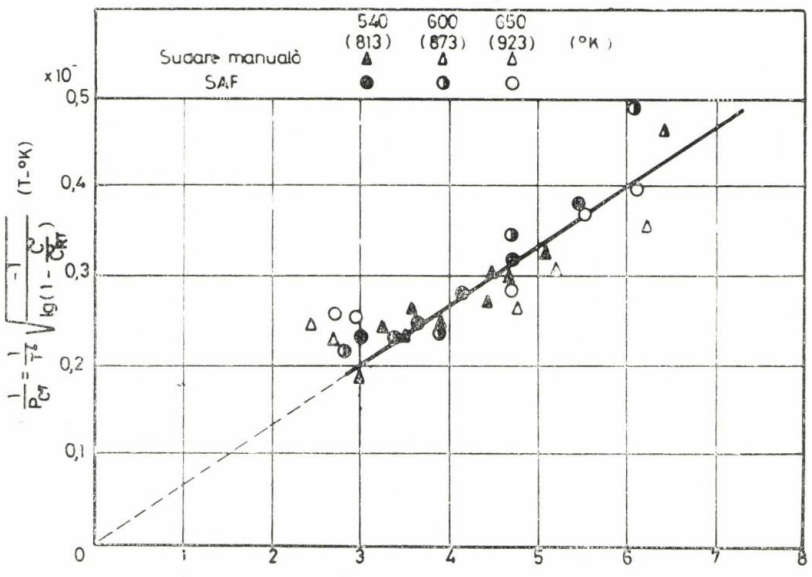


Fig. 8 Reprezentarea rezultatelor experimentale în coordonate $P_{\sigma T}$ —lg$t$.

telor de fluaj de scurtă durată prin relația de forma (5), dă posibilitatea construirii într-o primă aproximație a diagramelor temperatură — timp ($T - t$) introduse capitolul 1.

In figura 9 se ilustrează diagramele T—t pentru îmbinările analizate în această lucrare. Diagramele T—t permit compararea directă a rezultatelor încercărilor de fluaj cu încercările tip *BWRA* și pe probe cu cordon incomplet (cap. 3).

In figura 9 se remarcă că toate probele tehnologice reprezentînd fisuri la reîncălzire se plasează în domeniul în care nivelele de tensiune sînt mai mici decît 0,7 — 0,8 σ_c, considerate ca o limită superioară a nivelului tensiunilor reziduale care apar în îmbinările sudate ale probelor analizate.

Concluzii

In lucrare s-a studiat tendința de fisurare la reîncălzire a unei îmbinări sudate dintr-un oțel slab aliat Mn-Mo. Investigațiile au cuprins încercări tehnologice pe probe tip BWRA și pe probe cu concentrator de tensiune simulat în zona influențată termic a unei îmbinări cap la cap cu cusătură realizată prin depunere incompletă a straturilor. Probele au fost executate în condiții de preîncălzre diferite, și li s-a aplicat un tratament termic specific detensionării vaselor sub presiune.

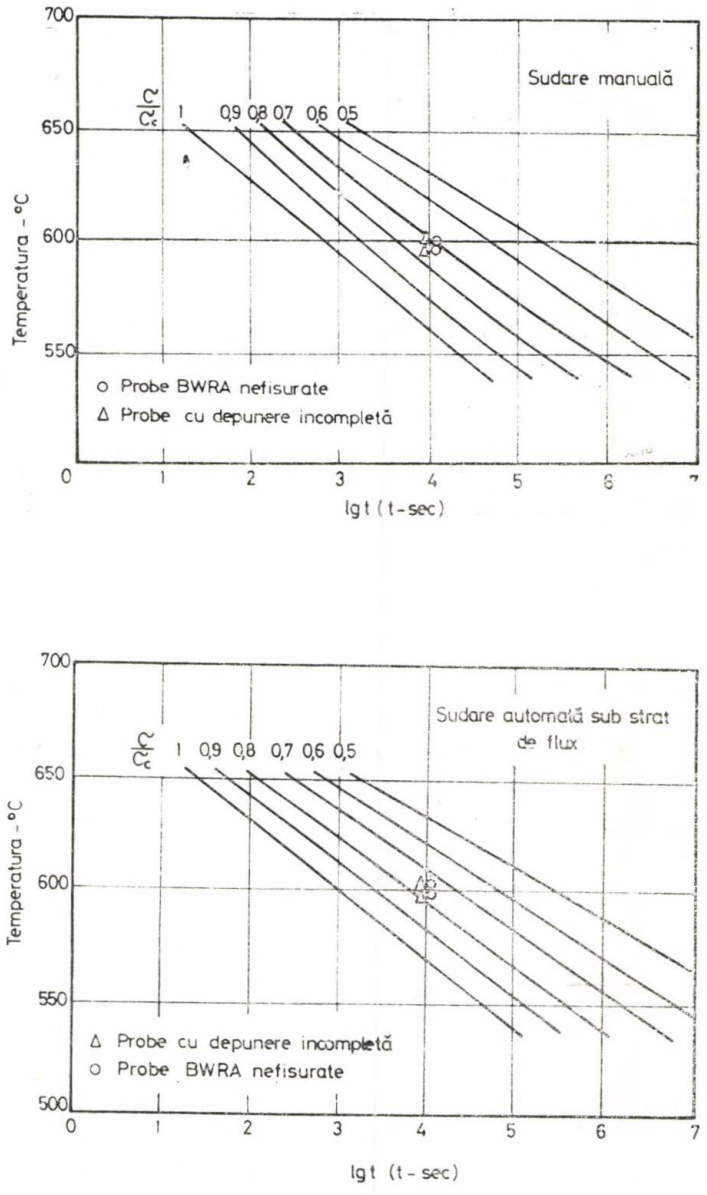


Fig. 9 Reprezentarea rezultatelor încercărilor tehnologice comparativ cu rezultatele încecărilor de fluaj.

Comparativ, s-au efectuat şi încercări de fluaj de scurtă durată, rezultatele acestor încercări fiind interpretate printr-o formulă parametrică nouă, care a permis determinarea curbelor temperatură — timp în care este explicitat parametrul solicitare din îmbinare şi în particular zona influenţată termic unde îşi au sediul mecanismele care guvernează iniţierea fisurării la reîncălzire. Pe baza curbelor temperatură — timp a fost posibilă compararea rezultatelor de fluaj de scurtă durată cu rezultatele încercărilor tehnologice, relevîndu-se că pentru nivele iniţiale ale tensiunilor remanente de la sudare mai mici de 0,7 σ_c, se evită fisurarea la reîncălzire pentru îmbinarea şi tratamentul studiat.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Larson, E. R., Miler, Y.:* A time temperatura relationship for rupture and creap stresses. Trans ASME 1952, vol. 74 pag. 765.

[2] *Dorn, P. E.:* Some fundamental experiments on high temperature creap, Symposion NPL, 1954.

[3] *Manson, S. S., Haford, A. M.:* A linear time — temperature relation for extrapolation of creap and stress — rupture data, NACA Tech Nota 2890 1953 March.

[4] *Dorn, P. E., Sherby, O.:* Corelation of rupture date for metals at elevated temperature. Trans ASME vol. 46, 1954.

[5] *Goldhoff, R.M.:* Comparison of methods for extrapolating high temperature date. Trans ASME, Series D. Vol. 81, Nr. 4. p. 629, 1959.

[6] *Nakamura, N.:* Doc IIS IX — 684—69 ; Doc. IIS X 531 — 69.

[7] *Ito, Y., Nakamura, N.:* Doc. IIS X — 668 — 70.

ANIVERSĂRI

ACADEMICIANUL BORIS EVGHENICI PATON

Academicianul Boris Evghenici Paton este unul dintre oamenii de ştiinţă cu renume în domeniul metalurgiei şi tehnologiei metalelor, preşedintele Academiei de ştiinţe a Republicii Socialiste Sovietice Ucrainiene, directorul Institutului de sudură electrică „E. O. Paton", cel mai puternic centru de cercetare ştiinţifică în domeniu. La 27 noiembrie 1978 se împlinesc 60 de ani de la naşterea sa, dată care marchează 37 de ani de activitate ştiinţifică, inginerească şi obştească.

B. E. Paton şi-a început activitate de inginer în anul 1941. In anii celui de al doilea război mondial, în calitate de cercetător al Institutului de sudură electrică, a lucrat la una din uzinele producătoare de echipamente militare, unde a contribuit substanţial la dezvoltarea tehnicii de sudare şi elaborarea multor tehnologii de producţie.

Aici s-a manifestat pentru prima oară talentul său de cercetător. Paralel cu activitatea de producţie desfăşurată intens B. E. Paton a efectuat cercetări originale în domeniul sudării automate sub flux, care au stat la baza susţinerii disertaţiei de candidat în ştiinţe tehnice în anul 1945. In anii următori B. E. Paton a elaborat bazele unei direcţii ştiinţifice noi — teoria automatelor şi semiautomatelor cu arc electric şi în anul 1952 îşi susţine disertaţia de doctor în ştiinţe tehnice. Din anul 1953 conduce Institutul de sudură electrică „E. O. Paton" al Academiei de ştiinţe a R.S.S.U.

De numele academicianului Paton sînt legate crearea şi aplicarea pe scară largă a multor procedee de sudare. Printre acestea trebuie remarcate sudarea semiautomată sub flux, în gaze de protecţie, în baie de zgură, cap la cap cu topire continuă a pieselor cu secţiune transversală, cu arc de impuls cu electrod fuzibil, cu fascicul de electroni, cu microplasmă şi alte procedee.

Lucrările sale remarcabile în domeniul sudării au fost distinse cu premiul Lenin şi premiul de stat. Şcoala de sudori formată de el se bucură pe drept cuvînt de o autoritate internaţională.

Incepînd din anul 1950 B. E. Paton acordă tot mai mare atenţie dezvoltării metalurgiei sudării, formării unor direcţii tehnologice noi, perfecţionării materialelor metalice existente şi creării unor sortimente noi. El conduce cercetările legate de aplicarea surselor de sudare producătoare de căldură în agregatele speciale de topire. Această direcţie nouă a lucrărilor institutului s-a finalizat prin crearea unei ramuri de perspectivă a metalurgiei de calitate superioară, care unifică procedeele de obţinere a metalelor rafinate cum ar fi procedeul de rafinare în baia de zgură, cu fascicul de elecroni, cu arc de plasmă. Noile direcţii tematice create de B. E. Paton se dezvoltă cu succes în multe colective de cercetări. In anul 1958, institutul condus de B. E. Paton a fost desemnat institut central în domeniul sudării din U.R.S.S.

In anul 1962 B. E. Paton este ales membru al Academiei de ştiinţe a U.R.S.S. şi preşedinte al Academiei de ştiinţe a R.S.S. Ucrainiene. In 1978 este reales pentru a 5-a oară în această funcţie. In această perioadă s-a dezvoltat pregnant talentul său de organizator al lucrărilor ştiinţifice. Sub conducerea lui B.E. Paton se formează o nouă structură a Academiei de ştiinţe a R.S.S.U. şi o nouă componenţă. Ca rezultat al acestora se realizează o folosire cît mai raţională a forţelor şi mijloacelor Academiei şi concentrarea lor asupra elaborării unor probleme teoretice complexe, care au o importanţă hotărîtoare pentru economia naţională a Ucrainei şi a întregii ţări.

In cadrul Academiei de ştiinţe a R.S.S.U., s-au obţinut progrese considerabile în domeniile fizicii corpurilor dure, al teoriei materialelor, al cibernetici, al biologiei şi al altor direcţii ale ştiinţei actuale. La propunerea academicianului Paton s-au creat noi centre ale academiei în Donbas, la Pridneprov, în regiunile vestice ale Ucrainei, iar la Donetk s-a înfiinţat o universitate.

B. E. Paton este membru al Prezidiului Academiei de ştiinţe a U.R.S.S., al Comitetului de Stat al Consiliului de Miniştri al U.R.S.S. pentru ştiinţă şi tehnică, al Prezidiului Comitetului de decernare a premiilor Lenin în domeniul ştiinţei şi tehnicii de pe lîngă Consiliul de Miniştri al U.R.S.S. El este deputat în Consiliul Suprem al R.S.S. Ucrainiene şi membru în Prezidiul Suprem al R.S.S.U. ; este de asemenea deputat în Consiliul Suprem al U.R.S.S. de patru sesiuni şi vicepreşedinte al Consiliului Adunării Sovietului Suprem al U.R.S.S. Boris Evghenici Paton este membru în Comitetul Central al P.C.U.S. şi membru al Comitetului Central al Partidului Comunist din Ucraina.

Din anul 1972 a devenit preşedintele Centrului coordonator din cadrul colaborării multilaterale a ţărilor membre CAER pentru rezolvarea problemelor ştiinţifico-tehnice în domeniul sudării. Din anul 1977 B. E. Paton este preşedintele Comitetului Naţional al U.R.S.S. al Institutului Internaţional de Sudură.

In perioada 1969—1975 a fost ales membru al Academiei de ştiinţe a Bulgariei, Cehoslovaciei, Bosniei şi Herţegovinei din Republica Socialistă Federativă Iugoslavia.

Boris Evghenici Paton este Erou al Muncii Socialiste, distins cu o serie de ordine naţionale şi din străinătate.

Abonaţi-vă
la revista

CONSTRUCŢIA
DE MAŞINI

uzinexportimport

UZINEXPORTIMPORT" is the Romanian Company for Foreign Trade you may approach full confidence not only for purchasing large range of up-to-date complete installations but even for selling your own products:

EXPORT activity

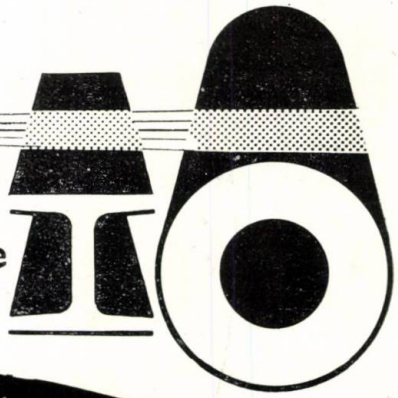
Plants and complex installations for manufacturing equipment and products in the field of machine building industry, electronics and electrical engineering, licences, patents of inventions and manufacturing technologies, supplies of C.K.D. for the above projects.

2. Vessels, boats, shipbuilding equipment and machinery, ship repairing.
3. Thermal power stations, heat and district-heating stations, hydro-electrical power stations, hydro-mechanical equipment, diesel power stations, individual machines and equipment for these stations as well as the respective spare parts.
4. Metallurgical plants and steel works, afferent individual equipment and machines and spare parts as well.
5. Installations for food industry such as: cold stores, ice making factories, grain mills, grain silos, meat, fruit and milk processing lines, bread making factories as well as spare parts.
6. Technological lines for cement manufacture, individual machinery and equipment and spare parts as well.
7. Studies, engineering, know-how, technologies for the said production lines, erection works, technical assistance, training and other services in connection with the said lines and plants.

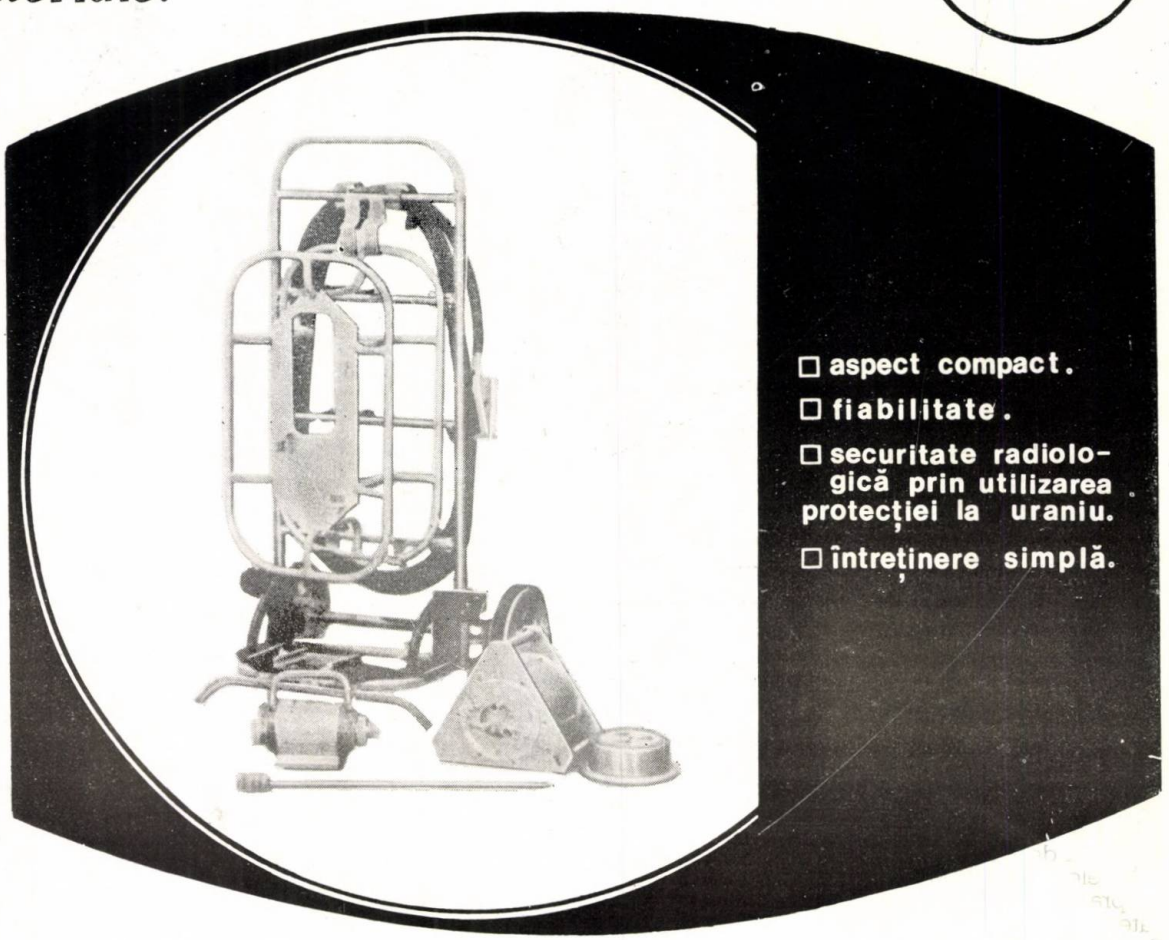
"UZINEXPORTIMPORT"
—Foreign Trade Company
BUCAREST
133, Victoriei Avenue; POB 2993;
Telex 011214; Telephone 50.25.35
Cable UZEXIM—BUCAREST.

APARATE CU IZOTOPI RADIOACTIVI PENTRU DETECTAREA DEFECTELOR

din seria GAMMARID



destinate controlului radiografic al pieselor turnate, a îmbinărilor sudate la conductele de gaze, la obiecte de construcție și la alte materiale.



- ☐ aspect compact.
- ☐ fiabilitate.
- ☐ securitate radiologică prin utilizarea protecției la uraniu.
- ☐ întreținere simplă.

EXPORTATOR : V/O

Techsnabexport

Piața Smolenskaia-Sennaia, nr. 32/34,
121 200 Moscova, U. R. S. S.

Telefon: 244.32.85 Telex: 7628

PUBLICOM

Rulmentul Timken Hydra-Rib* din mașina Bohle S1 Producent asigură rigiditatea dinamică optimă a fusului.

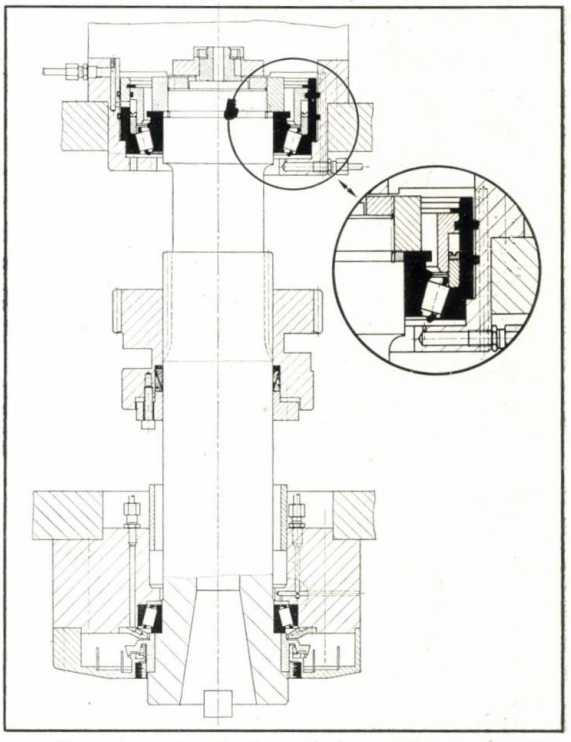
Gama de viteză a mașinii de uzinare prin transfer Producent S1 a firmei Reinhard Bohle GmbH, Bielefeld, acoperă toate vitezele de la 11,2 la 4500 rpm. Performanța excelentă a mașinii este asigurată de rulmentul Timken Hydra-Rib*, (montat la capătul fusului) pe întreaga gamă de viteză prin reglarea presiunii uleiului din interiorul camerei hidraulice. Această mașină verticală ușor adaptabilă de uzinare prin transfer poate fi folosită după dorință la operațiuni de frezare, perforare, filetare, alezare, decupare cu burghiu trepan și frezare prin copiere. In plus un cap de strunjire a suprafeței frontale și de trepanare cu reglare numerică permite executarea operațiilor de netezire a suprafețelor și strunjire interioară.

Mașina Bohle Producent S1 este o mașină combinată de frezare și perforare proiectată pe baza celor mai recente idei în acest domeniu. Conformă acestei concepții moderne este folosirea unui rulment cu role conice cu un proiect foarte avansat

ca lagăr al fusului. Rulmentul Timken Hydra-Rib* este caracterizat de o flanșă care se poate deplasa pe calea de rulare exterioară și este în contact cu capetele rolelor. Presiunea hidraulică este exercitată asupra acestei flanșe în interiorul unei camere etanșate cu un sistem adecvat de reglare a presiunii. Prin reglarea presiunii uleiului în interiorul camerei hidraulice pretensionarea rulmentului poate fi adaptată la variațiile de viteză și sarcină pe o gamă vastă, cu scopul de a se realiza comportarea dinamică optimă a fusului. Flanșa de ghidare voluminoasă de pe calea de rulare interioară care nu are nici o funcție în cursul operației protejează rulmentul în cazul unei scăderi totale a presiunii. Următoarele avantaje oferite de rulmentul Hydra-Rib* au fost obținute și în această mașină:

- Rulmenții fusului funcționează la o reglare optimă pe întreaga gamă de viteză
- O mai bună rigiditate statică și dinamică a fusului
- O mai bună precizie de rotație
- Rezultate optime pentru așchieri grele
- O mai lungă durată de serviciu a uneltelor.

Firma Reinhard Bohle GmbH a colaborat deja cu firma Timken la dezvoltarea mașinilor sale încă din 1966. In clipa de față rulmenții Timken sînt folosiți în fabricile sale atît pentru fusuri de tipul Producent S1 (11,2 la 4500 rpm), cît și pentru tipurile W1, W2 și S2 funcționînd în gama de viteză de 11,2 la 2800 rpm.



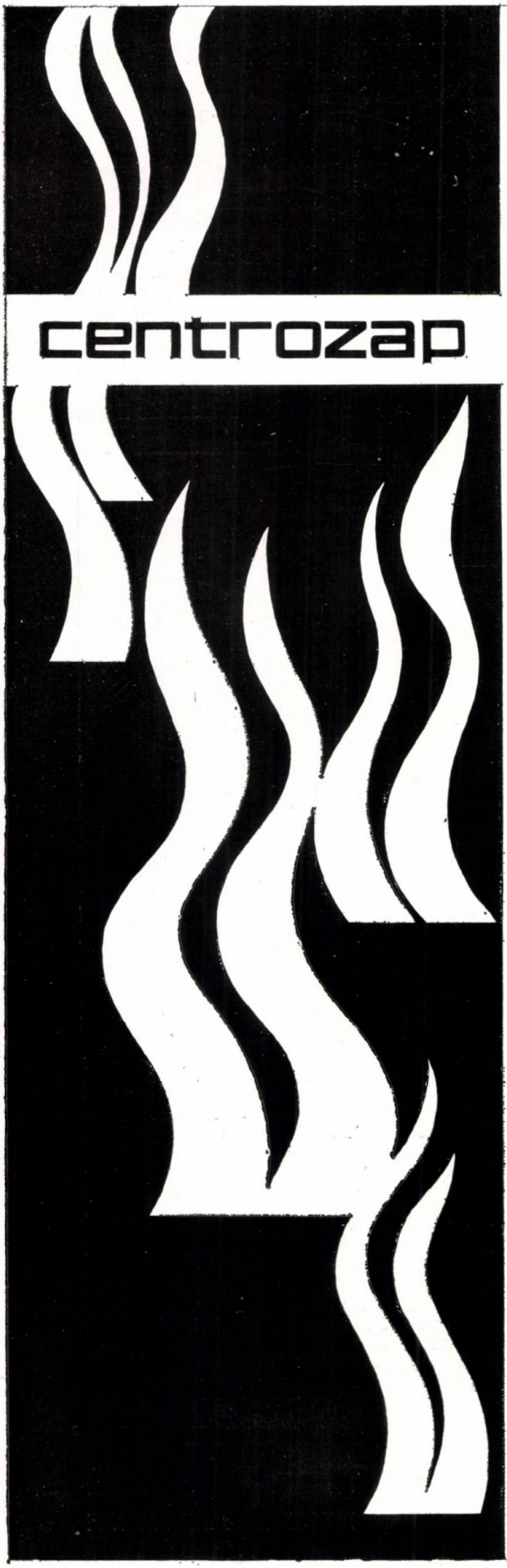
In cei peste 75 de ani de colaborare cu industria, Timken a dezvoltat o gamă vastă de rulmenți cu role conice de calitate superioară pentru necesitățile specifice ale unei mari varietăți de întrebuințări, acești rulmenți fiind folosiți în aproape toate cazurile în care este nevoie de elemente de sprijin pentru piese rotative de mașină. De pildă la mașiniunelte. In vehicule de transport feroviar și mașini agricole. In instalații industriale de toate tipurile. Chiar pentru telescoape.

Firma Timken va colabora de asemenea cu Dumneavoastră dacă este vorba de proiectarea unor produse pentru o performanță maximă și la cost redus. Vă rugăm să intrați în contact cu noi. Dacă este posibil încă din faza inițială a lucrărilor de proiectare.

Timken France – Succursale de The Timken Company, B.P. 89, 68002 Colmar Cedex

TIMKEN®
MARCA DEPUSĂ
RULMENTI CU ROLE CONICE

*Inscrierea brevetului în curs



ÎNTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

40—036 Katowice, Ligonia 7, Polonia
Căsuța poștală: 825 Telex 0312—416
Telefon: 513—401

Oferă pentru o gamă largă de:

INSTALAȚII DE VENTILARE destinate pentru:
- uscare prin flux de aer cald sau de gaze de ardere;
- insuflare în focare și cuptoare industriale;
- aspirarea gazelor combustibile în cuptoare industriale și cazane de abur;
- aerisirea galeriilor de mină, a atelierelor și a halelor industriale, a navelor, a sălilor de spectacol, a atelierelor meșteșugărești, a depozitelor.

INSTALAȚII DE CLIMATIZARE bazate în cea mai mare parte pe licențe franceze, din care:
- centrale de climatizare cu un randament între 40 000—160 000 m^3/h;
- aparate de suprasaturare nefixate la sol, cu un randament între 3 000—40 000 m^3/h — destinate cu precădere industriei textile;
- instalații de condiționare a aerului, de tipul „sub fereastră";
- instalații de condiționare a aerului pentru cabinele podurilor rulante;
- sisteme de climatizare automate pentru industria ușoară.

INSTALAȚII DE DESPRĂFUIRE, CU:
- saci filtranți;
- electrofiltre sau filtre cu insuflare intermitentă;
- filtre uscate sau umede;
- cicloane, multicicloane și altele;
- instalații pentru absorbția gazelor anorganice și purificarea catalitică a gazelor.

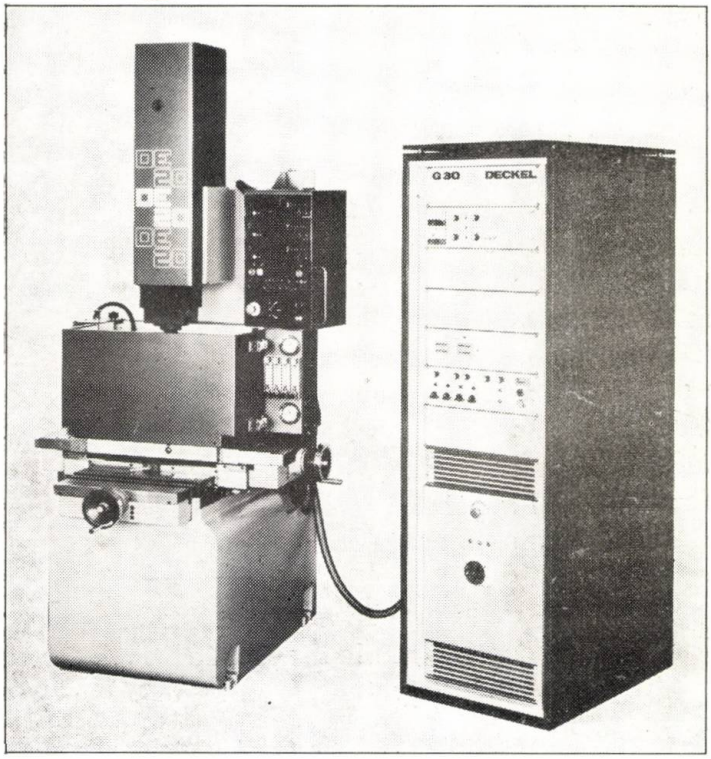
Echipamentele menționate mai sus sînt furnizate cu planul și instalațiile complete pentru desprăfuirea sau purificarea gazelor sau aerului, destinate industriei siderurgice, turnătoriilor, industriei chimice, industriei prelucrătoare și industriei energetice. Efectuăm și analize ale gradului de poluare a atmosferei și a zonelor de protecție sanitară în întreprinderi industriale.

publicom

DE 20

MAŞINA DE ELECTROERODAT

CU ELECTRONICĂ SUPRAMODERNĂ DE INALTĂ PUTERE



PENTRU FINIŞĂRI ULTRA FINE

Noua DE 20 cu aria mesei de 450 x 340 mm arondează programul DECKEL-EDM în jos: DE 40 / DE 30 / DE 20. Sistemul constructiv cu batiu în C, compact şi stabil, fac maşinile DE-DECKEL extrem de rigide la torsiuni, îndoiri. Prin aceasta se obţine o precizie superioară şi la greutăţi mari de piesă şi unealtă. Indicatoare digitale liniare anexate serial pentru ambele axe ale mesei precum şi pentru axa Z, ridică confortul manualităţii, reduc timpii auxiliari şi micşorează riscul de erori, de deşeuri.

Datorită unei deconectări electronice de limită-cursă în axa Z, se pot atinge cele mai fine toleranţe de adîncire. Umplerea rapidă a bazinului de lucru în 60 sec., precum şi deconectarea automată la atingerea nivelului dorit, sînt puncte în plus pentru un lucru raţional, sigur.

Noua DE 20 posedă afară de aceasta o servo-acţionare electro-mecanică a axei Z, care se distinge printr-o neobişnuită viteză şi sensibilitate de reacţie.

DECKEL

Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
Plinganserstr. 150, D-8 München 70

rum

Dacă alegeți modelul EC 1040 aveți în plus și avantajele unui complex EC 1040

Vă rugăm să ne vizitați la Tîrgul Internațional - București Pavilionul "T" între 5-14 oct. 1978

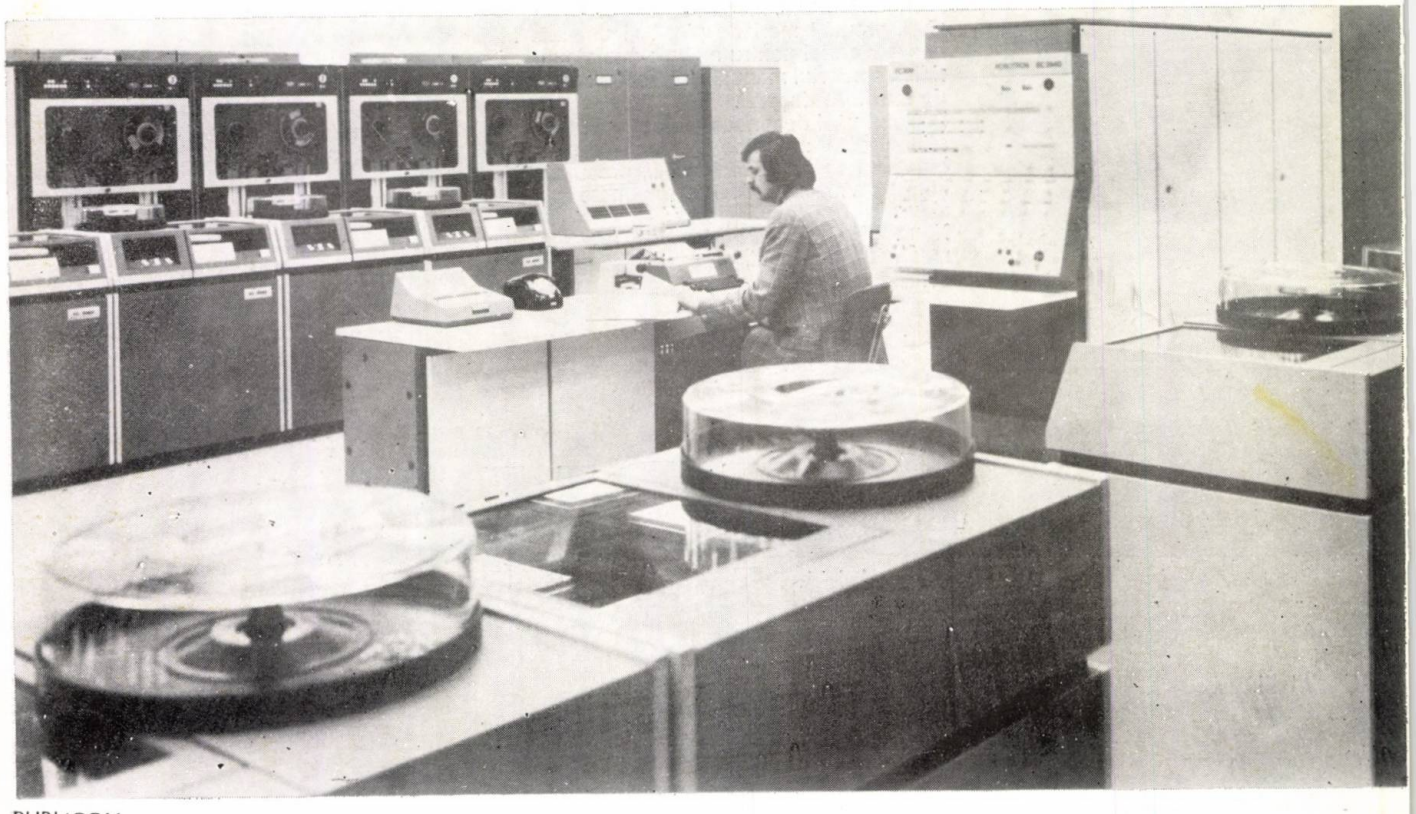
Ambasada R.D.G. în R.S.R
Biroul politico-comercial
Secția mașini de birou/tehnică de calcul
71132 Calea Dorobanților nr.14, 25 BUCUREST

Domeniul în care utilizați tehnica electronică de calcul, fie industrie, știință și tehnică, fie pentru rezolvarea problemelor comerciale, depinde numai de dv.
Vă punem la dispoziție sistemul de prelucrare a datelor EC 1040, o instalație multifuncțională formată din sistemul unitar de tehnică de calcul - ESER.
Calculatoarele ROBOTRON de acest tip s-au afirmat în toate domeniile economiei naționale. EC 1040 reprezintă un sistem de prelucrare a datelor, care corespunde cerințelor tehnicii moderne și conducerii științifice a producției.
Unitatea centrală de mare capacitate este completată de un număr de dispozitive periferice, inclusiv cel de prelucrare a datelor de la distanță, de cel al tehnicii ecranului și al tehnicii de microfilme, bazate pe calculator.
Sistemele de funcționare DOS/ES și OS/ES, cît și programele orientate pe probleme, vă ajută în pregătirea și exploatarea tehnicii de calcul. In acest scop vă stau la dispoziție școlarizarea și stațiile noastre de întreținere, precum și consilierii de specialitate.

Vă invităm să profitați de avantajele oferite de ROBOTRON.

Miezul modelului EC 1040 este unitatea centrală EC 2640.
Ritmul operațiilor: 380 000 op/s
Capacitatea de înmagazinare: 256 pînă la 1 014 K biți
Rezervă de comenzi: 143 comenzi
Timp de acces: 450 ns

robotron
EXPORT - IMPORT
Intreprindere de comerț exterior
din R. D. GERMANA
D.D.R. 108 Berlin, Friedrichstrasse 61



PUBLICOM

AUTOMATUL DE CONFECȚIONAT ȚESĂTURI METALICE RABICON 1000

Automatul de confecționat țesături metalice, fără suveică, execută împletituri sistem rabiț, avînd lățimea ochiurilor de 10×16, 10×20, 16×16, 16×20 și 20×20, fiind confecționate din sîrmă de oțel, cu diametre cuprinse între 0,8-1,0, brut, alb sau zincat, rezistînd la o forță de pînă la 50 kp/mm².

RABICON 1000 — un automat de confecționat țesături metalice fără rosturi deschise, fără vatală și fără dispozitiv de dublat fire de bătătură. Față de automatul tradițional de confecționat țesături metalice, capacitatea de îndesire (numărul de fire de bătătură pe cm²) este de circa 3,5 ori mai mare.

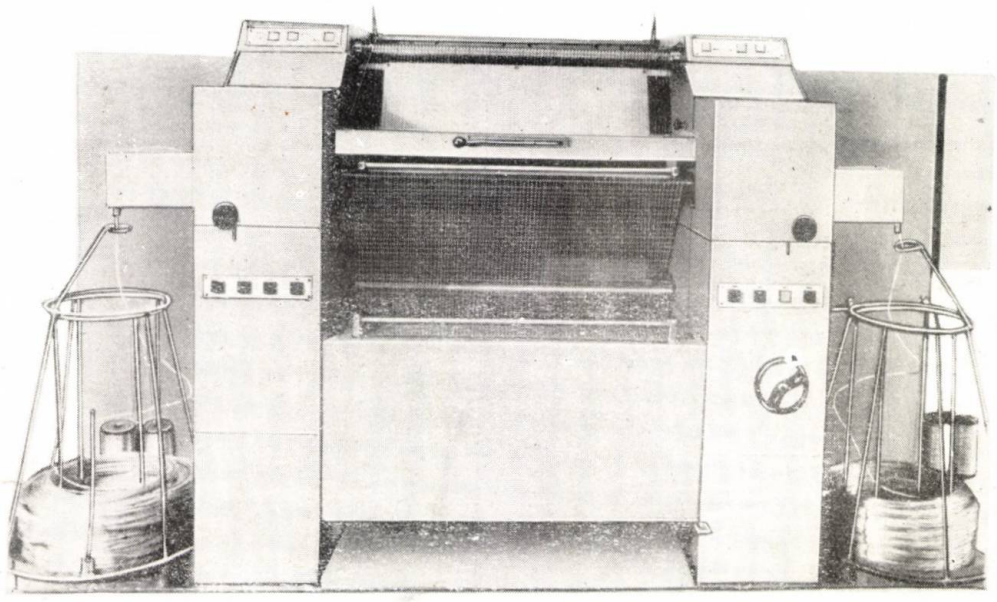
SKET

VEB Schwermaschinenbau-Kombinat
„Ernst Thälmann" Magdeburg

Exporteur:

INVEST EXPORT

Volkseigener Außenhandelsbetrieb
der
Deutschen Demokratischen Republik
Johannes-Dieckmann-Straße 7-9
DDR-108 Berlin



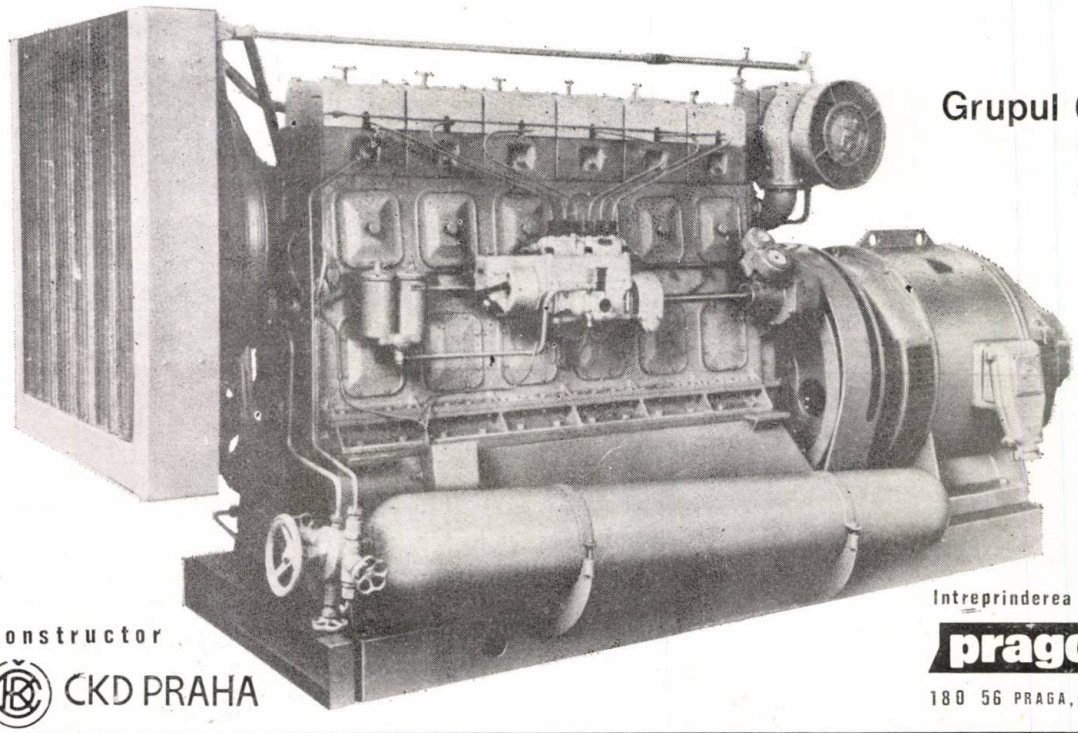
publicom

CENTRALE DIESEL ELECTRICE AUTOMATE DE 23 SI 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate.

Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz.



Grupul 6S 275 II PN cu o putere de 405 kVA

constructor

ČKD PRAHA

exportator

Intreprinderea de comerț exterior

pragoinvest

180 56 PRAGA, R.S.CEHOSLOVACA

publicom

TIRGUL DE LA LEIPZIG

un magnet pentru lumea tehnicii

REPUBLICA DEMOCRATA GERMANA

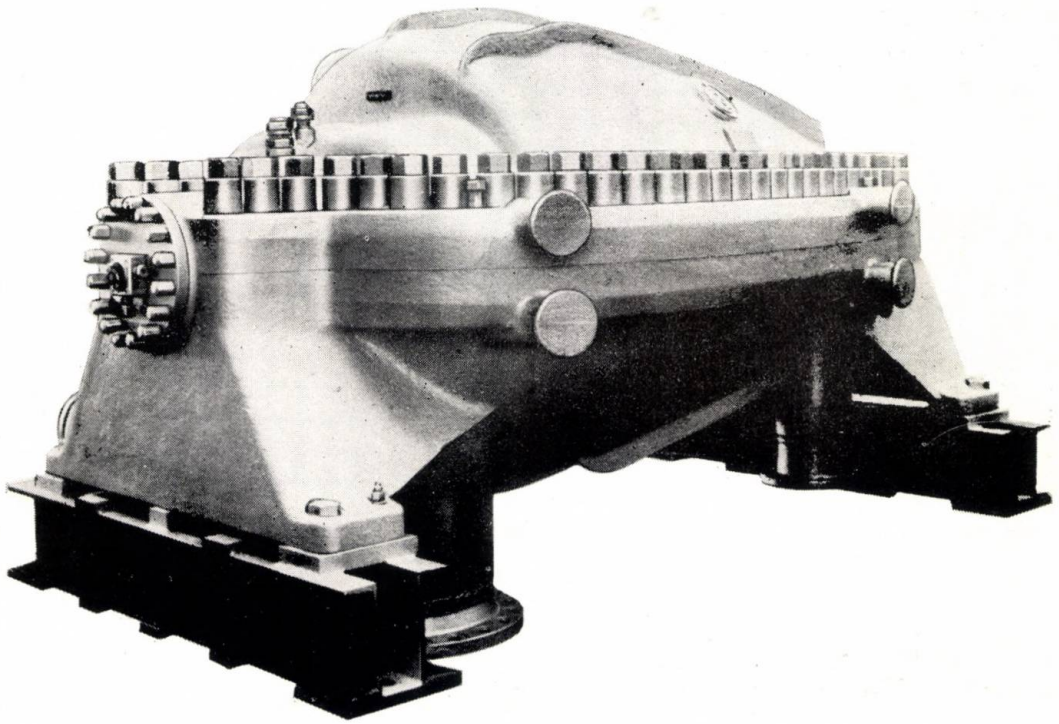
3 - 10. 9. 1978

Informații privind călătoria precum și date asupra tîrgului se pot obține prin ONT-Carpați sau de la Secția comercială de pe lîngă Ambasada R. D. Germane din R. S. România, Cal. Dorobanților nr. 14, București.

PUBLICOM

Turbocompresor frigorific cu propan **8 RPA 70**

- Turbocompresorul frigorific cu propan de tip 8 RPA 70 se utilizează în tehnologia de separare a gazelor.
- Turbocompresorul este construit dintr-un singur corp, cu două aspirări în timpul compresiei. În alegerea materialelor pentru stator și rotor s-a ținut seama în mod special de temperaturile scăzute ale regimului de lucru. Corpul este executat din oțel turnat, arborele și roțile sînt forjate în oțel aliat.
- Turbocompresorul este acționat de un motor electric sincron prin intermediul unei cutii de viteze. Este prevăzut cu reglaj automat și cu reglaj antipompare. Întregul grup este pus în funcțiune și comandat de la distanță de la un post de comandă.



Parametrii de bază

Puterea frigorifică a primului etaj (la o temperatură de evaporare de 30°C)	4 880	kW
Presiunea absolută a aspirării la primul etaj	0, 138	daN
Presiunea absolută în tubulatura de refulare	1, 43	daN
Viteza turbocompresorului	6 080	rot/min
Puterea motorului electric de comandă	3 700	kW
Puterea absorbită la cuplajul turbocompresorului	2 965	kW

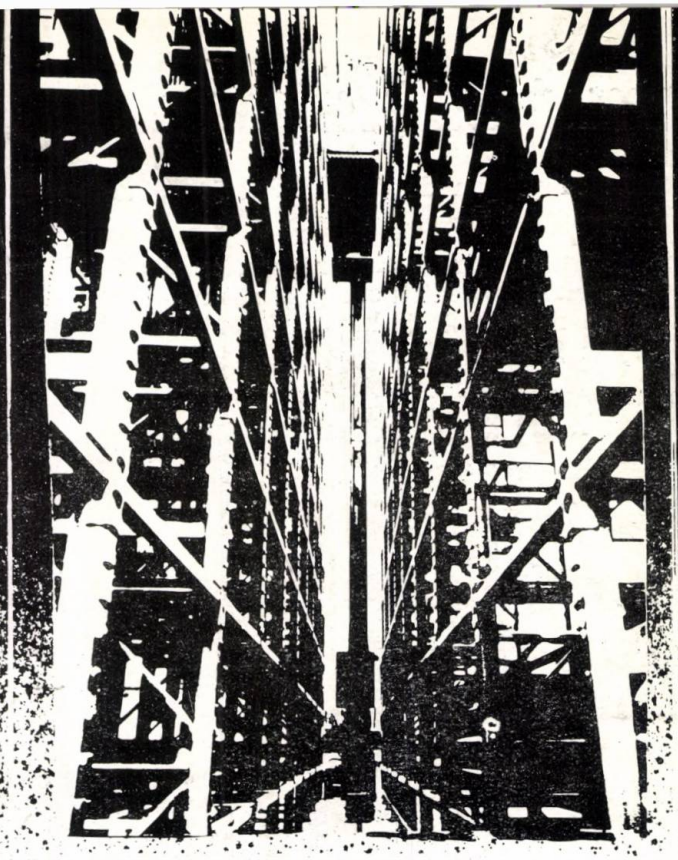
Indicații mai detaliate și date suplimentare vi le poate furniza exportatorul :

Intreprinderea de Comerț Exterior

pragoinvest

str. Českomoravská nr. 23 18056 Praha - R. S. Cehoslovacă

PUBLICOM



Înălțime optimă de stivuire, alei de circulație reduse la minimum.

iată ce garantează utilizarea unor

Mașini

balkancar

pentru golirea stelajelor

Manevrare rațională în securitate a mărfurilor, maximă utilizare a depozitului prin densitate ridicată. Incărcătura depusă rapid la locul stabilit.

- capacitatea de încărcare: 500; 1 000; 1 600 kg.
- înălțimea de lucru: 7 300; 12 000; 18 000 mm.

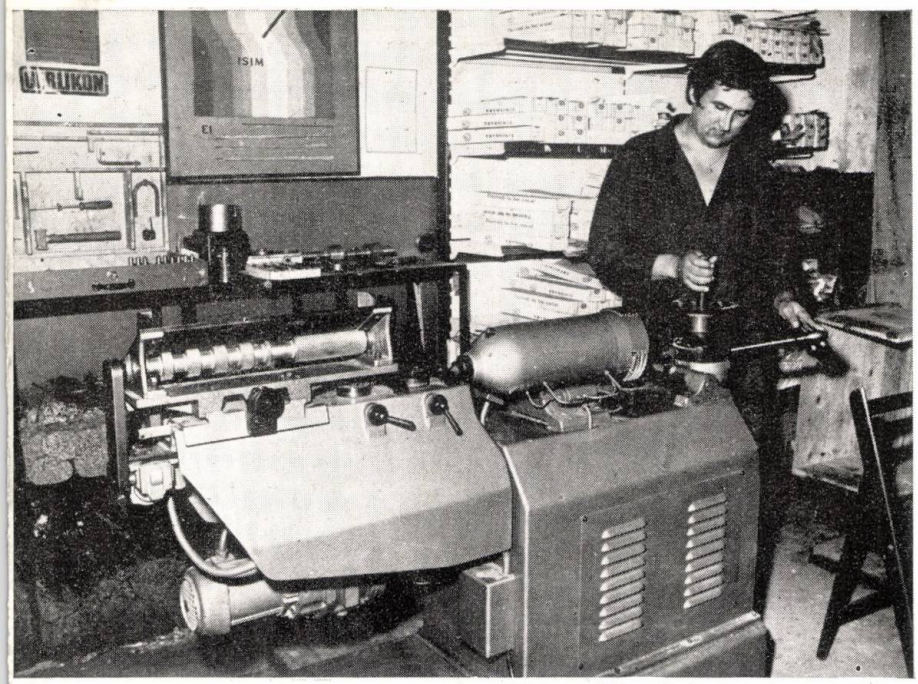
In variante cu sprijin pe sol, cu o coloană, motor asincron pentru ridicare, cu două viteze și frînă conică încorporată, direcția ușor manevrabilă, podeaua și scaunu reglabile independent. Vitez mari de translație și ridicare o viteză mică pentru poziționa rea precisă a încărcăturii; co menzi cu adrese-ordin sau co menzi-program, pentru creşte rea vitezei fluxului de mărfur grupare a mașinilor în coloan compactă prin îmbinare cu flanş transportor de golire a aleilo dintre rafturi; echipamente d preluare a încărcăturii: furci c brațe telescopice, platforme d încărcare cu role etc.

EXPORTATOR

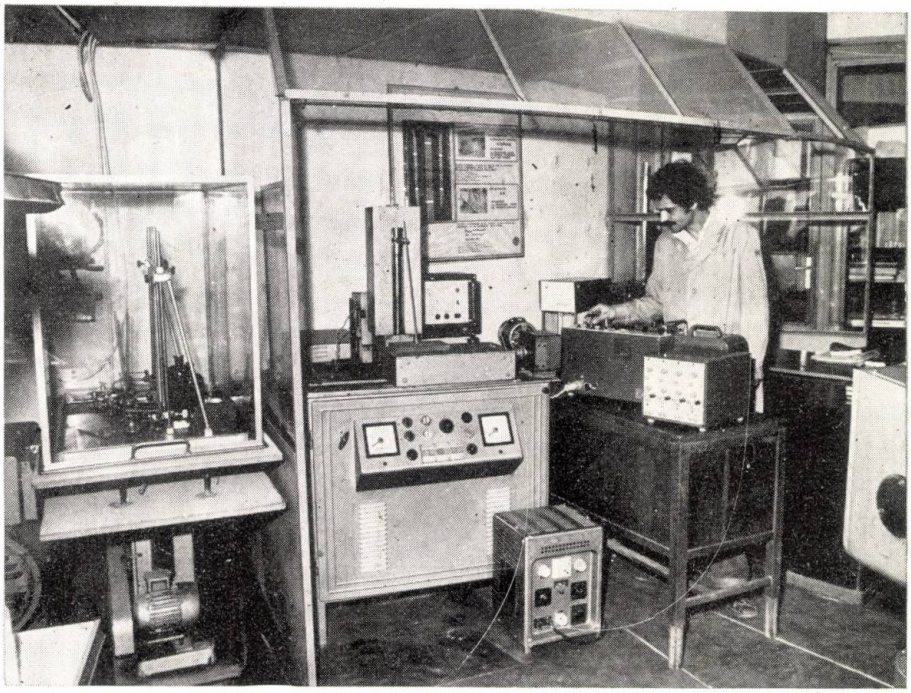
balkancarimpex

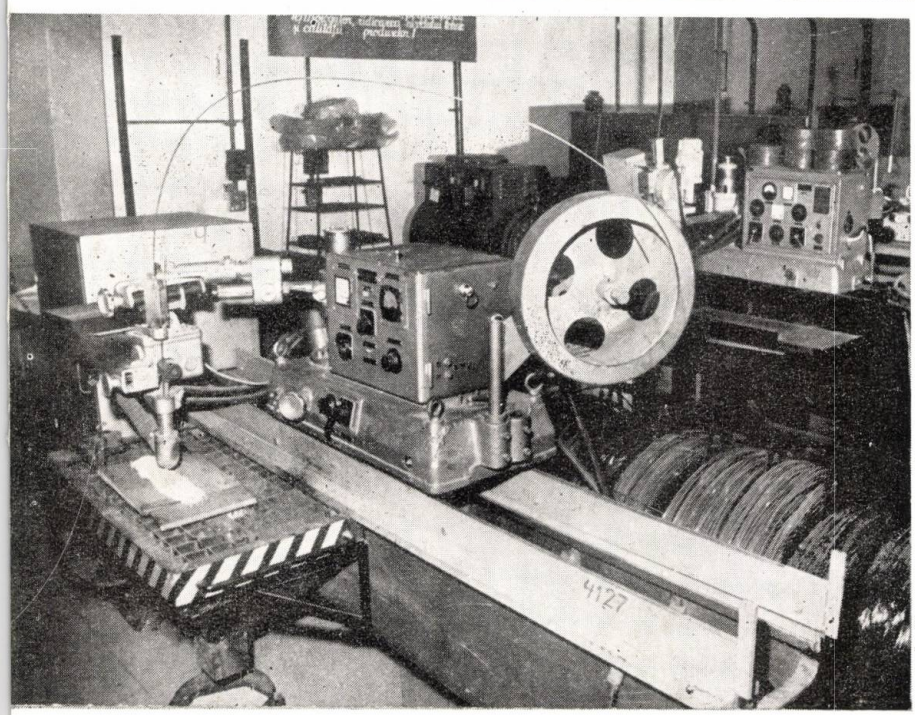
1000 SOFIA, str. Alabin nr. 56
Telefon: 88. 21. 22. Telex: 022386
Telegrame: BALKANCARIMPEX Sofia

publicom

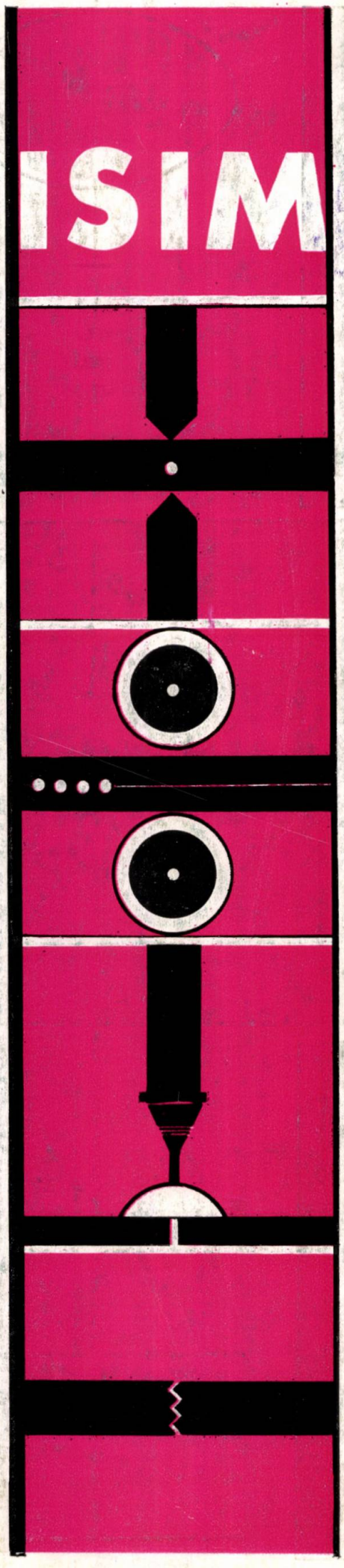


ISIM





ISIM TIMIŞOARA
BD. MIHAI VITEAZUL NR. 30
TELEFON: 24740
CONT VIRAMENT: 30.16.03.01.00



INSTITUTUL DE SUDURĂ ŞI ÎNCERCĂRI DE MATERIALE-TIMIŞOARA

Execută următoarele lucrări şi servicii:

- cercetări integrate pentru fabricaţia structurilor sudate;
  - tehnologii de sudare;
  - tehnologii de control;
- cercetări fundamentale, orientate în domeniu;
- proiectare şi execuţie de echipamente, aparatură şi dispozitive de sudare şi control:
- organizarea fluxurilor tehnologice de produse;
- dezvoltare de echipamente de sudare şi tehnici conexe;
- dezvoltări de materiale de sudare;
- aplicarea tehnologiilor de sudare şi tehnicilor conexe;
- studii de prognoză;
- încercări de materiale şi control nedistructiv;
- expertize pentru avarii şi soluţii de remediere;
- perfecţionarea personalului tehnic de specialitate;
- elaborări de standarde şi normative;
- asistenţă tehnică;
- microproducţie de materiale de sudare, echipamente de sudare.

ISIM TIMIŞOARA
BD. MIHAI VITEAZUL NR. 30
TELEFON: 24740
CONT VIRAMENT: 30.16.03.01.00

3279

REFERAT

TEHNOLOGII NECONVEN-ȚIONALE

electroeroziune electrochimie

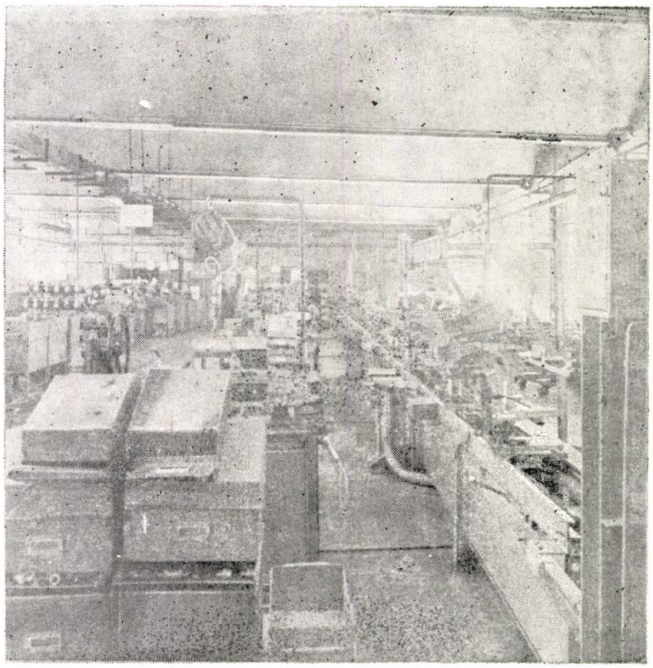
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

10

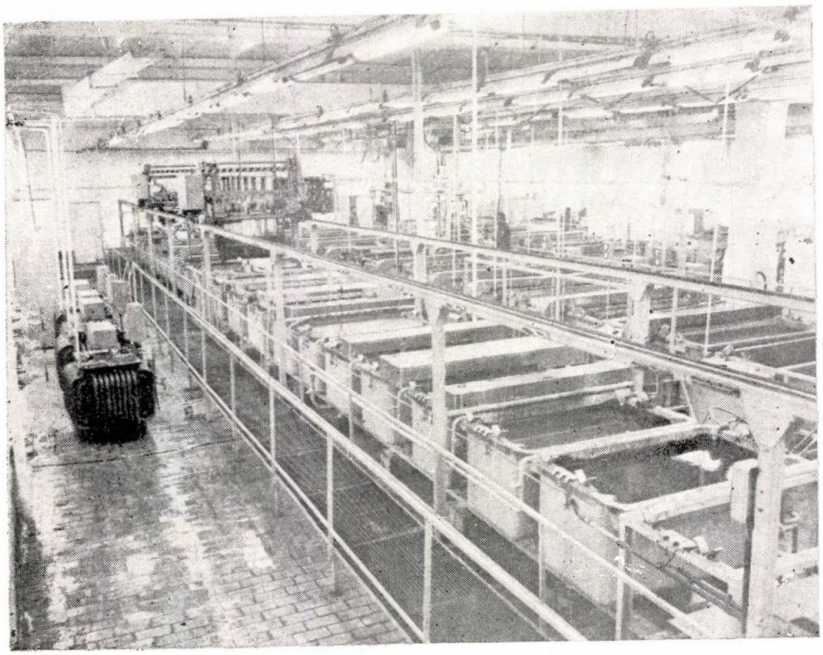
CONSTRUCȚIA DE MAȘINI ■ BUCUREȘTI ■ ANUL XXX ■ OCTOMBRIE ■ 1978

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA

Linie pentru montajul pompelor de injecție
la Intreprinderea de mecanică fină - SINAIA



Linie automată de galvanizare
la Intreprinderea «ELECTROCONTACT» BOTOSANI



proiectate de **ICPTCM**;
institutul are ca
activități principale:

- Cercetări şi experimentări de procedee tehnologice noi pentru industria constructoare de maşini
- Proiectarea de tehnologii pentru piese, subansambluri sau produse, inclusiv proiectarea maşinilor speciale, a liniilor, a dispozitivelor şi a sculelor aferente
- Execuţie de echipamente tehnologice proiectate şi asistenţă tehnică pentru punerea lor în funcţiune

ICPTCM

INSTITUTUL DE CERCETARI SI PROIECTARI TEHNOLOGICE PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCTIILOR DE MASINI

MECHANICAL ENGINEERING AND RESEARCH INSTITUTE
Telefon 83 21 70 75 651 BUCURESTI - Sector 5 Sos. Oltenitei nr 105

1978 NOV 28

Vizite de lucru ale tovarășului Nicolae Ceaușescu în unități ale construcției de mașini

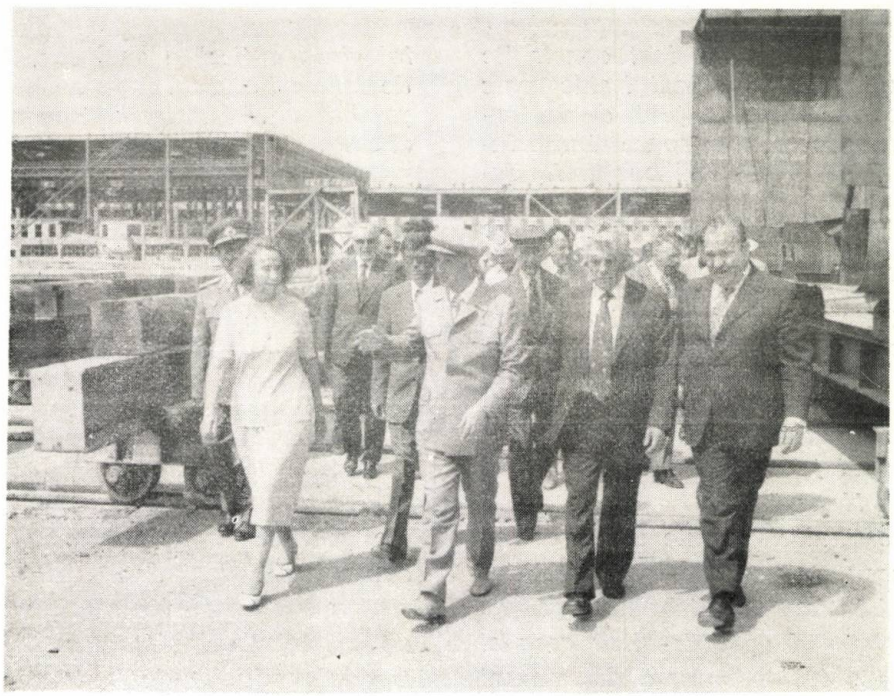
Tovarășul Nicolae Ceaușescu, secretarul general al Partidului Comunist Român, președintele Republicii Socialiste România, a întreprins la 29 iulie a.c. o vizită de lucru în județul Tulcea pentru a examina pe viu, împreună cu oamenii muncii, stadiul îndeplinirii amplului program de ridicare economică și socială a acestor locuri și a preciza măsuri care să asigure realizarea sarcinilor prevăzute.

Printre obiectivele vizitate a fost și Șantierul naval din Tulcea. Din 1975, cînd a început construcția acestei mari unități industriale, prin muncă tenace, perseverență și competență, au fost puse în funcțiune importante capacități de producție : instalația de ridicare — lansare a navelor și hala de completare — armare. În prezent se încheie lucrările la cala de reparații ale navelor. Conform indicațiilor anterioare, pe aceeași platformă au fost comasate șantierul naval și fabrica de utilaj tehnologic și au fost reamplasate obiectivele șantierului naval, realizînd un grad de ocupare a terenului de 90%. Au fost dezvoltate în ritm accelerat capacitățile de reparații pentru navele flotei noastre de pescuit oceanic. În acest cincinal se vor asimila și executa pe șantier tipuri diverse de nave : drăgi maritime și absorbante refulante, baraje fluviale, remorchere maritime portuare.

În cuvinte emoționante, tinerii muncitori din această nouă și modernă unitate industrială a județului Tulcea au adresat mulțumiri călduroase secretarului general al partidului pentru minunatele condiții ce le sînt create și s-au angajat să obțină cele mai frumoase realizări.

În continuarea vizitelor de lucru pe care le întreprinde în județele țării, tovarășul Nicolae Ceaușescu, împreună cu tovarășa Elena Ceaușescu, s-a aflat în ziua de 7 septembrie a.c. la Brăila. Și aici secretarul general al partidului a analizat, împreună cu activiști de partid, cadre din economie, reprezentanți ai oamenilor muncii, modul în care se înfăptuiesc hotărîrile Congresului al XI-lea și ale Conferinței Naționale ale partidului, a dat indicații prețioase pentru creșterea continuă a eficienței economice, a nivelului de trai al întregii populații.

Au fost apreciate în mod deosebit rezultatele obținute de colectivul oamenilor muncii de la uzinele „Progresul" în realizarea unor utilaje de înaltă tehnicitate, a excavatorului



În vizită la Șantierul naval — Tulcea

de mare capacitate, cum și activitatea oamenilor muncii de la Șantierul naval Brăila, puternic dezvoltat în ultimii ani și care va realiza în curînd nave de tonaj și mai mare și de tehnicitate și mai ridicată.

La primul obiectiv al vizitei, Întreprinderea de utilaj greu „Progresul", sînt prezentate machete ale dezvoltării viitoare și o serie de produse recent asimilate de întreprindere, dintre care unele de importanță deosebită, cum este turbina hidraulică. În fabrica de utilaj

În aclamațiile entuziaste ale oamenilor muncii, tovarășul Nicolae Ceaușescu și tovarășa Elena Ceaușescu au făcut o vizită Șantierului Naval — Brăila. Această importantă unitate constructoare de nave are o activitate cu caracter mixt, fiind profilată atît pe construcția de cargouri maritime, în special de 4500 și 7500 tdw, cît și pe efectuarea de reparații capitale la nave de diferite tipuri. Este remarcabil faptul că, modul în care a fost conceput fluxul tehnologic, măsurile luate pentru

În vizită la Întreprinderea de utilaj greu „Progresul" — Brăila

industrial a întreprinderii au fost construite cele cinci furnale de la Combinatul siderurgic Galați, mașinile de îndreptat țevi de la Roman, diferite melanjoare, laminoare și alte instalații pentru siderurgia românească. La fabrica de excavatoare hidraulice, reține atenția linia de montaj a excavatorului cu cupă de 8—10 m^3/h și acționare electrică. Sarcina trasată acestui colectiv cu un an în urmă, a fost realizată: prototipul excavatorului de mare capacitate, cu o productivitate de 1000 m^3/oră deschide seria unor agregate gigant. Primul din serie va fi folosit la exploatarea zăcămintelor de șisturi bituminoase de la Anina. Altele vor fi expediate șantierului Canalului Dunăre — Marea Neagră.

În urma recomandărilor date de tovarășul Nicolae Ceaușescu, se va examina posibilitatea ca în cadrul întreprinderii brăilene să se construiască o fabrică de hidraulică grea și să se amplaseze o forjă de mari dimensiuni a întreprinderilor de utilaj din Brăila și Galați.

folosirea optimă a spațiilor și a capacităților de fabricație, împreună cu cele de creștere a productivității muncii și de mecanizare a lucrărilor, conduc spre o mărire a volumului producției de peste trei ori în cincinalul actual față de cel precedent.

Puternica emulație insuflată de Festivalul național al muncii și creației „Cîntarea României" s-a concretizat în cadrul acestui colectiv prin invenții, inovații și numeroase diplome.

La vizita începută la 13 septembrie a.c. în județul Caraș-Severin, importantă zonă industrială, tovarășul Nicolae Ceaușescu a analizat cu constructorii de mașini modul în care se acționează pentru îndeplinirea hotărîrilor Congresului al XI-lea și ale Conferinței Naționale ale partidului. Pe baza înfăptuirii politicii consecvente de industrializare socialistă a țării, în modernele întreprinderi constructoare de mașini din județ se realizează acum întreaga producție de motoare pentru nave și peste 20% din producția de generatoare. Ast-

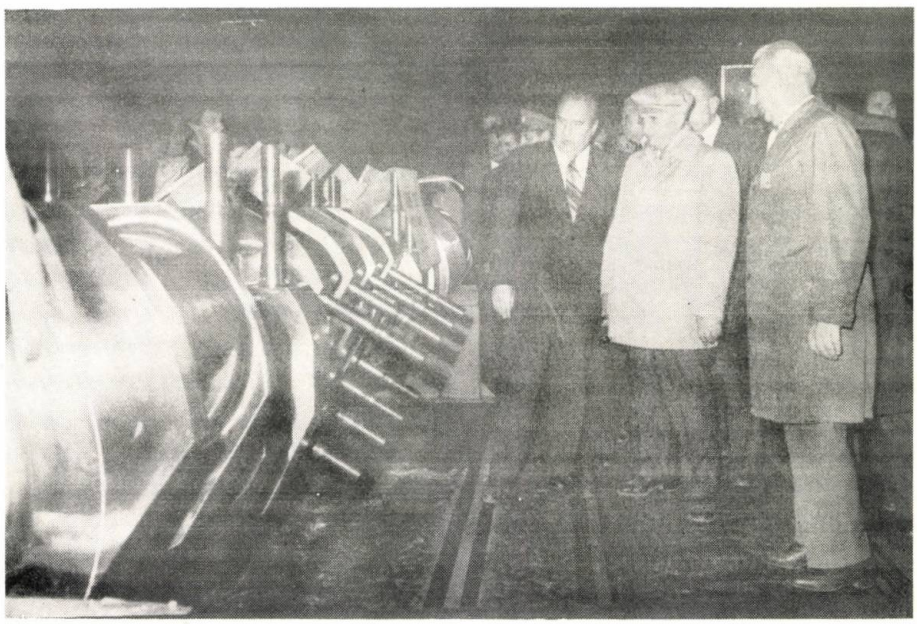
fel, județul Caraș-Severin aduce o contribuție esențială la realizarea programului național de dezvoltare a energeticii țării, la dezvoltarea transportului rutier, feroviar și naval.

Întreprinderea de construcții de mașini din Caransebeș a fost ridicată din inițiativa secretarului general al partidului și, împreună cu alte unități construite și date în funcțiune în ultimul deceniu în acest oraș, reprezintă o dovadă grăitoare a roadelor politicii partidului de repartizare rațională a forțelor de producție pe întreg teritoriul țării. La indicația personală a tovarășului Nicolae Ceaușescu, în ultimii ani s-a modificat profilul de fabricație al acestei întreprinderi, trecînd de la producerea unor construcții metalice la fabricarea boghiurilor pentru locomotivele moderne și de mare capacitate pe care țara noastră le produce atît pentru a satisface cerințele în creștere ale traficului feroviar, cît și pentru export. În prezent producția este în continuă creștere și diversificare.

În halele vaste și modern utilate ale întreprinderii se produc boghiuri pentru locomotivele hidraulice, diesel-electrice și electrice cu puteri cuprinse între 1250 CP și 4000 CP. În stadiu avansat de asimilare se află boghiul pentru locomotive electrice de 7350 CP. Numele „Caransebeș" de pe aceste produse reprezintă, atît pentru destinatarii din țară, cît și pentru cei din străinătate, o garanție fermă a înaltei calități.

Vizita următoare s-a desfășurat la Reșița, puternică citadelă muncitorească, de îndelungată tradiție, vatră străveche a siderurgiei românești. În anii dezvoltării socialiste, fostele capacități de producție au fost reconstruite din mers și modernizate, s-au ridicat furnale noi, un complex de turnătorii de fontă și oțel și întreprinderi constructoare de mașini. Reșiței i-au fost încredințate sarcini de o deosebită răspundere în opera de industrializare inițiată și condusă de partid. Constructorii de mașini de aici continuă să se afle, prin importante rezultate, în primele rînduri pentru realizarea hotărîrilor Congresului al XI-lea și ale Conferinței Naționale ale Partidului Comunist Român. Aici se asigură întreaga producție de motoare diesel pentru tracțiunea feroviară, și de motoare navale ; este în creștere producția de hidroagregate și de mașini electrice.

Întreprinderea de construcții de mașini Reșița este una din marile unități de profil din țara noastră care au cunoscut în ultimul deceniu o puternică dezvoltare și modernizare. Prin realizarea unor produse de înaltă tehnicitate și complexitate, contribuie la îndeplinirea unor programe prioritare ale economiei naționale : agregate hidroenergetice, utilaje metalurgice, motoare electrice mari și speciale, motoare diesel de tracțiune și diesel navale. În urma lucrărilor de investiții, uzina reșițeană și-a asigurat o puternică bază materială, ceea ce a permis modernizarea întreprinderii și a produselor sale ; ca un prim rezultat, față de 1970, producția sa a crescut de aproape două ori și a sporit ponderea produselor noi și modernizate. Aici se realizează turbine și generatoare cu puteri pînă la 178 MW care echipează hidrocentralele de pe Olt și Dunăre, utilaje tehnologice pentru industria metalurgică și chimică, motoare diesel navale cu o putere de 6 000—30 000 CP, motoarele diesel feroviare de 1250 la 4000 CP.

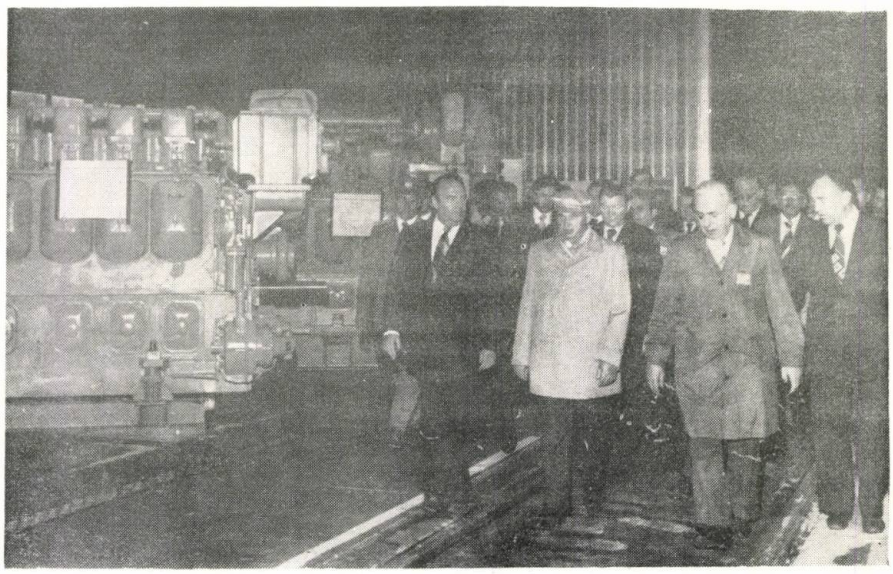


Vizită la Întreprinderea de construcții de mașini Reșița

Pe baza experienței cîștigate de acest colectiv și a intensificării cercetării proprii, se diversifică gama utilajelor și agregatelor solicitate de marile obiective hidroenergetice aflate în construcție, cum sînt Porțile de Fier II, Complexul Turnu Măgurele — Nicopole, Canalul Dunăre — Marea Neagră. Institutul de specialitate din localitate are în acest sens o serie de rezultate valoroase ale cercetărilor și proiectărilor recente. Pentru valorificarea resurselor secundare hidroenergetice s-a creat o gamă largă de microagregate de concepție proprie.

Cu prilejul acestei vizite, au fost prezentate cele două mari familii de motoare diesel pentru transportul feroviar și pentru propulsie navală — lente și semirapide —, utilaje construite pentru prima dată în țară. Gama acestor agregate cuprinde motoarele cu 6 și 8 cilindri, avînd o putere de 6330 și 8440 CP și motoarele navale semirapide și lente cu variante între 6 și 18 cilindri, dezvoltînd puteri de 3750, 11 250, 20 000 și 30 000 CP. Ultimul, care este destinat să echipeze nave de 150 000 tone, impresionează nu numai prin performanțele sale deosebite, ci și prin dimensiunile sale egale cu ale unui bloc cu trei niveluri. Prin realizarea acestei game variate de motoare, industria noastră constructoare de mașini asigură dotarea flotei maritime și oceanice și, implicit, înfăptuirea programului de construcții navale al țării noastre.

Pe viitor, această uzină va trece la diversificarea motoarelor destinate instalațiilor de foraj marin și terestru și pentru alte necesități ale economiei. O preocupare constantă a colectivului întreprinderii este valorificarea superioară a metalului, prin reducerea greutății specifice a produselor, precum și prin realizarea de produse cu performanțe tehnico-funcționale tot mai ridicate. S-au dat indicații cu privire la intensificarea eforturilor pentru asimilarea și integrarea în fabricație a tuturor ansamblelor, subansamblelor și reperelor motoarelor realizate.



În vizită la Întreprinderea de construcții de mașini — Reșița

Locuitorii Reșiței — români, germani, sîrbi, maghiari și de alte naționalități — care trăiesc și muncesc înfrățiți în această cetate a metalurgiei românești, și-au reafirmat direct și cald dragostea și recunoștința fierbinte pe care le nutresc față de secretarul general al partidului, pentru grija statornică manifestată și pentru activitatea neobosită consacrată progresului neîntrerupt al patriei, fericirii și bunăstării întregii națiuni, creșterii rolului și prestigiului României în lume.

În centrul dialogurilor de lucru pe care tovarășul Nicolae Ceaușescu le-a purtat în toate unitățile vizitate, cu conducerile, cu specialiștii, cu reprezentanții oamenilor muncii, s-au situat problemele ridicării pe un plan calitativ superior a întregii activități ce se desfășoară în aceste unități, potrivit exigențelor cincinalului revoluției tehnico-științifice, pe plan mondial.

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 10, OCTOMBRIE 1978

CUPRINS

Tehnologii noi în construcția de mașini

NANU, A.: **Perspectivele tehnologiilor neconvenționale în industrie.** 502

NICHICI, A.: **Tendințe actuale în modelarea proceselor de prelucrare prin eroziune electrică.** 504

MANIȚIU, C.: **Contribuții la teoria generală a stabilirii parametrilor de lucru la prelucrarea prin electroeroziune (ED).** 506

OBACIU, G., RUSAN, G., IVAN, M.: **Generator de impulsuri de tip izopuls pentru mașini de electroeroziune.** 509

DRIMER, D., CUCULEANU, GEORGETA: **Calculul sculelor folosite la prelucrarea electrochimică.** 512

POPA, E.: **Influența parametrilor tehnologici, impuși de procesul electrochimic asupra preciziei și productivității prelucrării.** 515

DRIMER, D., MINCĂ, M.: **Prelucrarea electrochimică a suprafețelor de revoluție și a suprafețelor plane în piesele confecționate din oțelul refractar românesc 40 Mo SC 100.** 519

IVAN, M., RUSAN, G., GHELASE, V.: **Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică a oțelului de matrițe Mo CN 15.** 522

IVAN, M., RUSAN, G., GHELASE, V.: **Distribuția temperaturii în spațiul de lucru la prelucrarea electrochimică a suprafețelor cilindrice.** 527

POPESCU, N.: **Instalația de alimentare cu electrolit pentru mașina de honuit electrochimic.** 532

POPESCU, N.: **Sursa de curent continuu și instalația electrică pentru mașina de honuit electrochimic.** 538

Tîrguri și expoziții

● **Tîrgul internațional de la Leipzig,**

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: ing. Teodosia Oprescu
Redactor: Șerban Teodorescu
Consultant științific: Prof. dr. ing. Dolphi Drimer

SUMAR

CZ : 621.35 „2000"

Nanu, A. : **Perspectivele tehnologiilor neconvenționale în industrie.**

Se prezintă cîteva elemente de prognoză cu privire la utilizarea tehnologiilor neconvenționale în industria anului 2000.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 5 fig.

CZ : 621.35.001.5

Nichici, A. : **Tendințe actuale în modelarea proceselor de prelucrare prin eroziune electrică.**

Se prezintă principiul, metodologia generală și particularitățile modelării experimentale a proceselor de prelucrare prin eroziune electrică. Extinderea aplicării acestei metode de modelare este stimulată de cerințele elaborării și optimizării tehnologiei de prelucrare prin eroziune electrică, sensibilă rămasă în urmă în raport cu perfecționarea utilajelor de prelucrare.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 11 ref.

CZ : 621.35.001.2

Maniţiu, C. : **Contribuții la teoria generală a stabilirii parametrilor de lucru la prelucrarea prin electroeroziune.**

Articolul reprezintă o încercare de găsire a unor elemente teoretice comune și de formulare a unei teorii cu caracter general privind stabilirea parametrilor electrici de lucru la electroeroziune, pornind de la ideea că o astfel de teorie ar trebui :

— să aibă caracter de generalitate ;

— să fie fundamentată științific ;

— să poată conduce la rezultate practice, influențînd dezvoltarea viitoare a electroeroziunii.

Astfel, sînt prezentate curbele caracteristice, ajutătoare precum și curba în dinți de fierăstrău care constituie, alături de celelalte elemente prezentate în referat, o contribuție la teoria generală a stabilirii parametrilor de lucru la prelucrarea electroerozivă.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 6 fig. 4 ref.

CZ : 621.35 : 621.313.12

Obaciu, G., Ivan, M., Rusan, G. : **Generator de impulsuri de tip izopuls pentru mașini de electroeroziune.**

Se prezintă succint două părți importante ale generatorului de impulsuri realizat la Universitatea Brașov : generatorul propriu-zis de impulsuri și comanda avansului. Pentru exemplificarea funcționării generatorului, se redau cîteva rezultate obținute la erodarea oțelului POLDI 2002 în condiții reale de prelucrare.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 4 fig., 3 ref.

CZ : 621.35 : 621.9.001.2

Drimer, D., Cuculeanu, Georgeta : **Calculul sculelor folosite la prelucrarea electrochimică.**

Asigurarea unei viteze de dizolvare mai impune o densitate de curent și o viteză de circulație a electrolitului — mari, ceea ce generează presiuni foarte mari. Din această cauză, scade influența hidrogenului asupra conductivității electrolitului, care — în acest caz — se modifică numai datorită gradului său de puritate. Toți parametrii de lucru concură la realizarea preciziei prelucrării, însă determinată este asigurarea de electrolit proaspăt în spațiul de lucru, respectiv eliminarea produselor secundare.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 4 fig.

CZ : 621.35

Popa, E. : **Influența parametrilor tehnologici impuși de procesul electrochimic, asupra preciziei și productivității prelucrării.**

Se prezintă influența interstițiului de lucru, presiunii, temperaturii și concentrației electrolitului, a tensiunii de lucru și densității de curent asupra preciziei și productivității prelucrării electrochimice. Valorile de ridicare a curbelor de variații constituie o medie a datelor experimentale. Experimentările s-au făcut în condițiile soluției de NaCl, lucrînd cu un regim reprezentativ cu menținerea constantă a parametrilor, cu excepția parametrului a cărui influență s-a urmărit. Lucrarea reprezintă o contribuție la scurtarea ciclului de elaborare a proceselor de prelucrare electrochimică prin cunoașterea intervalelor de alegere a parametrilor de lucru.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 6 fig.

CZ : 621.35 : 669.14.018.4, 001.2

Drimer, D., Mincă, M. : **Prelucrarea electrochimică a suprafețelor de revoluție și a suprafețelor plane la piesele confecționate din oțel refractar românesc 40 MoSC 100.**

Experimentările, la care s-au folosit mai multe tipuri de electroliți cu diverse concentrații și electrozi — sculă cu forme diferite, au demonstrat că soluția de NaCl în concentrație de 5—20% nu asigură o calitate satisfăcătoare a prelucrării, în timp ce soluția de $NaNO_3$ (concentrație optimă $\approx 15\%$) asigură o dizolvare uniformă și un ritm de dizolvare constant. In continuare se stabilesc etapele de calcul și relațiile necesare la determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea suprafețelor cilindrice și a suprafețelor plane.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 2 fig.

CZ : 621.35 : 669.14 : 001.2

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V. : **Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică a oțelului de matrițe Mo CN 15.**

După stabilirea datelor electrochimice de bază ale materialului care se prelucrează, cu ajutorul dispozitivului descris, se determină parametrii tehnologici folosind fie soluții nepasivizante de NaCl, fie soluții pasivizante de $NaNO_3$. In final se prezintă calculul corecției electrodului-sculă, folosit la prelucrarea suprafețelor cilindrice și poligonale.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 6 fig., 2 ref.

CZ : 621.35 : 001.5

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V. : **Distribuția temperaturii în spațiul de lucru la prelucrarea electrochimică a suprafețelor cilindrice.**

După o sumară trecere în revistă a bibliografiei de referință, se stabilește legea de variație a temperaturii electrolitului folosind soluții nepasivizate de NaCl, ori soluții pasivizante de $NaNO_3$. In încheiere, se descrie instalația de încercare și sînt prezentate rezultatele experimentale.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 5 fig., 5 ref.

CZ : 621.35 : 621.3.047

Popescu, N. : **Instalația de alimentare cu electrolit pentru mașina de honuit electrochimic.**

La honuirea electrochimică, alegerea judicioasă a cuplului electrolit-metal echivalează cu alegerea materialului sculei în prelucrările clasice. Majoritatea electroliților utilizați pînă în prezent sînt soluții apoase de săruri sau acizi. S-a stabilit că este suficient de exactă înlocuirea variației conductibilității lor cu variația temperaturii. Dată fiind importanța construcției instalației pentru electrolit, aceasta este rezultatul unei serii de calcule și experimentări și se compune din : pompă, rezervoare, filtru, manometre, termometre, circuit de răcire, conducte și robinete.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 10, 6 fig., 4 ref.

CONTENTS

DC : 621.35 „2000"

Nanu, A.: **Perspectives of nonconventional technologies in industry.**

There are presented some future elements regarding the utilization of nonconventional processing methods in the industry of the year 2000.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 5 fig.

DC : 621.35.001.5

Nichici, A.: **Actual tendences in the modelation of machining operation by electric erosion.**

There in presented the principle the general methodology and the particularities of machining operation by electric erosion. The extension of this modelation method is stimulated by the elaboration and optimisation of machining technologies by electric erosion, which left behind, as against the machining tools.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 11 ref.

DC : 621.35.001.2

Maniţiu, C.: **Contributions in the general theory of working parameters at the machining operations by electroerosion.**

The article presents a modality, of finding some common theoretical elements and somme theories, having general character and regarding the establishing of electric parameters by electroerosion, that must have :

— features of generality ;
— scientific fundamentation ;
— posibilities to give practic results, influencing the development of electroerosion.

So far, there are presented characteristic curbes, as well sawtoothed curbes which contributes to the general theory of working parameters in the machining operations, by electroerosion.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 6 fig., 4 ref.

DC : 621.35 : 621.313.12

Obaciu, G., Ivan, M., Rusan, G.: **Impulse generator with izopuls for electroerosive machines.**

There are presented two important parts of the impulse generator, realized at the University at Braşov ; one is the impulse generator and the other the leading control. For an exemplification there are demonstrated some results obtained in the POLDI 2002 steel erosion, in special machining conditions.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 4 fig., 3 ref.

DC : 621.35 : 621.9.001.2

Drimer, D., Cuculeanu, Georgeta: **The calculation of tools which are used for the electrochemical machining.**

A faster solving velocity assures teh current density and a circulation velocity of the electrolyte ; this produces a high pressure. This is why the influence of hydrogen, on the electrolyte conductivity regresses, and in this case, the conductivity changes because of the great purity degree. All the working parameters try to realise the machining accuracy. It is important to have a good electrolyte in the working space ; that gives the posibility to eliminate the secondary products.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 4 fig.

DC : 621.35

Popa, E.: **The influence of tehnological parameters, on the machining accuracy asked by the electrochemical process.**

The study presents a working interstice the temperature pressure, the electrolyte concentration, the working tension and the current density at the machining accuracy and electrochemical processing. The lifting values of the variation curve represents the medium of the experimental data. The experiences have been efectuated with NaCl solution, by working with constante parameters, excepted the one, who's influence is to be studied. The above study represents a contribution, to shrink the elaboration cycle of electrochemical machining process, by knowing the choosing intervals of working parameters.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 6 fig.

DC : 621.35 ; 669.14.018.4.001.2

Drimer, D., Mincă, M.: **Elektrochemical machining of revolution and plane surfaces of romanian heat-resisting steel, type 40 MOSC 100.**

Some experiments, at which there were used many types of electrolytes having different concentrations, demonstrates that the NaCl solution with 5—20 % doesn't assure a good maching ; the indicated concentration, which makes possible an uniform solving, is $NaNO_3$ with an optimal concentration of $\approx$ 15 %. There are established the calculation stages and the necessar relations to determine the technological parametres at cylindrical and plan surfaces.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 2 fig.,

DC : 621.35 : 669.14 : 001.2

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V.: **Determination of technological parameters at the electrochemic machining of steel stamps Mo CN 15.**

For making clear electrochemical data of the material to be studied, by the help of the above described device, there are determed tehnological parameters using NaCl unpassivity solutions or $NaNO_3$ passivitity solutions. At the end there are presented some tool electrode corection calculations, used in the maching operation of cylindric and polyhedral surfaces.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 6 fig., 2 ref.

DC : 621.35 : 011.5

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V.: **Temperature distributions in the working space at the electrochemical processing of cylindric surfaces.**

After a short presentation of the bibliography there is determed the variation law of the electrolyte temperature using NaCl unpassivity solutions or $NaNO_3$ passivity solutions. At the entl there is described the test unit and there also are presented important experimental results.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 5 fig., 5 ref.

SOMMAIRE

CD : 621.35 „2000"

Nanu, A. : **Les perspectives des technologies non-conventionneles dans l'industrie.**

On y présente quelques éléments de prévision concernant l'utilisation des technologies non-conventionneles dans l'industrie de l'an 2000.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 5 fig.

CD : 621.35.001.5

Nichici, A. : **Tendances actuelles dans le développement des modèles des processus d'usinage par électroérosion.**

On présente le principe, la méthodologie générale et les particularités du développement des modèles expérimentaux des processus d'usinage par électroérosion. L'élargissement du domaine d'application de tels modèles est stimulé par les nécessités de l'élaboration et d'optimisation de la technologie d'usinage par électroérosion, sensiblement dépassée par le perfectionnement des outillage d'usinage.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 11 ref.

CD : 621.35.001.2

Maniţiu, C. : **Contributions á le théorie générale d'établissement des paramètres de travail à l'usinage par électroérosion.**

L'article représente un essai de trouver quelques éléments théoriques communs et de formuler une théorie générale concernant l'établissement des paramètres électriques de travail à électroérosion. On part de l'idée que une telle théorie doit :

— avoir un caractère de généralisation ;
— être documentée de point de vue scientifique ;
— pouvoir conduire à des résultats pratiques, en influenceant le développement de l'électroérosion.

On présente ainsi les courbes caractéristiques, auxiliaires, ainsi que la courbe en denture de scie qui constituent, comme les autres éléments présentés, une contribution à la théorie générale d'établissement les paramètres de travail á l'usinage électroérosive.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 6 fig., 4 ref.

CD : 621.35 : 621.313 12

Obaciu, G., Ivan, M., Rusan, G. : **Générateur d'impulsions de type ISOPULSATION pour des machines d'électroérosion.**

L'article présente brièvement deux parties importantes du générateur d'impulsions réalisé à l'Université de Braşov, á savoir le générateur proprement-dit d'impulsions et la commande de l'avance.

Pour illustrer le fonctionnement du générateur on donne quelques résultats obtenus à l'erosion de l'acier POLDI 2002 dans les conditions réelles d'usinage.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 4 fig., 3 ref

CD : 621.35 : 621.9.001.2

Drimer, D., Cuculeanu Georgeta. : **Le calcul des outils utilisés à l'usinage électrochimique.**

L'assurance d'une grande vitesse de dissolution impose une densité de courant et une vitesse de circulation de l'électrolyte — grandes, ce qui a pour effet des pressions très grandes.

C'est pourquoi l'influence de l'hydrogène sur la conductivité de l'électrolyte diminue, en ce cas l'électrolyte se modifie seulement grâce à son degré de pureté. Tous les paramètres de travail contribuent à réaliser la précision de l'usinage, mais il est important d'assurer d'électrolyte pur dans l'espace de travail, respectivement d'éliminer des produite secondaires.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 4 fig.

CD : 621.35

Popa, E. : **L'influence des paramétres technologiques imposés par le processus électrochimique sur la précision de la productivité de l'usinage.**

L'article présente l'influence de l'interstice de travail, l'influence de la pression de la température et de la concentration de l'électrolyte, l'influence de la tension de travail et de la densité de courrant sur la précision et la productivité de l'usinage électrochimique. Les valeurs d'augmentation des courbes de variations constituent une moyenne des données expérimentales. Les expériences ont été faites dans les conditions de la solution de NaCl, en travaillant avec un régime réprésentatif, en maintenant constamment les paramètres, á l'exception du paramètre dont l'influence on a suivi. L'ouvrage représente une contribution à la diminution du cycle d'élaboration des processus d'usinage électrochimique par la connaissance des intervalles de choix des paramètres de travail.

Construcţia de maşini 30 (1978), nr. 10, 4 fig.

CD : 621.35 : 669. 14.018.4.001.2

Drimer, D., Mincă, M. : **L'usinage électrochimique des surfaces de révolution et des surfaces planes aux pièces faites en acier réfractaire roumain 40 MoSC 100.**

Les expériences, pour lesquelles on a utilisé plusieurs types d'électrolytes à différentes concentrations et d'électrodesoutil avec de différentes formes, ont démontré que la solution de NaCl en concentration de 5—20% n'assure pas une qualité satisfaisante de l'usinage, pendant que la solution de $NaNO_3$ (concentration optimale $\approx$ 15%) assure une dissolution uniforme et un rythme constant de dissolution. On établit par la suite les étapes de calcul et les relations nécessaires à la détermination des paramètres technologiques à l'usinage des surfaces cylindriques et des surfaces planes.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 2 fig.,

CD : 621.35 : 669.14 : 001.2

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V. : **La détermination des paramètres technologiques á l'usinage èlectrochimique de l'acier á matrices.**

Aprés l'établissement des données électrochimiques de base du matérial qui s'usin, à l'aide du dispositif décrit, on détermine les paramètres tehnologiques, en utilisant soit des solutions nonpassivisantes de NaCl, soit des solutions passivisantes de $NaNO_3$. A la fin on présente le calcul de la correction de l'électrode-outil utilisé à l'usinage des surfaces cylindriques et polygonales.

Construcţia de maşini 30 (1978), no. 10, 6 fig., 2 ref.

CD : 621.35 : 001.5

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V. : **La distribution de la température dans l'espace de travail á l'usinage électrochimique des surfaces cylindriques.**

Après une courte présentation de la bibliographie de référence, on établit la loi de variation de la température de l'électrolyte, en utilisant des solutions non-passivisantes de NaCl, ou des solutions passivisantes de $NaNO_3$. A la fin on décrit l'installation d'épreuve et on présente les résultats expérimentaux.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 10, 5 fig., 5 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.35 „2000"

Nanu, A.: **Die Perspektiven der nichtkonventionellen Technologien in der Industrie.**

Es werden einige vorausichtliche Elemente über die Verwendung der nichtkonventionellen Bearbeitungsverfahren in der Industrie des Jahres 2000, angeführt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 5 Bild.

DK : 621.35.001.5

Nichici, A.: **Aktuelle Tendenzen in der Gestaltung der Bearbeitungsprozesse, durch Elektroerosion.**

In der vorliegenden Fassung wird das Prinzip, sowie die allgemeine Methodologie der Bearbeitungsprozesse durch Elektroerosion dargestellt. Die Erweiterung der Anwendung dieser Gestaltungsmethode wird durch die Anforderungen der Bearbeitungstechnologien, durch Elektroerosion angeregt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 11 Lit.

DK : 621.35.001.2

Maniţiu, C.: **Beitrage zur Allgemeintheorie der Arbeits parameterfestsezung bei der Bearbeitung durch Elektroerosion.**

Die Arbeit stellt einen Versuch zum Finden non theoretischen Elementen, sowie von Theorien mit allgemeinem Charakter dar, betreffend die Festsetzung elektrischer Arbeitsparameter durch Electroerosion. Diese Theorien mussten einen Verallgemenerungscharakter aufweisen, auf wissenschaftlicher Basis aufgebant sein und zu praktischen Ergebnissen, zum Zwecke der Bearbeitung durch Electroerosion, führen. Damit werden charakteristische Hilfskurven sowie Sägezahnkurven bestimmt, welche neben anderen angeführten Elementen, einen Beitrag zur allgemeinen Theorie der Arbeitsparameterbestimmung elektroerosiver Bearbeitung darstellen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 6 Bild., 4 Lit.

DK : 621.35 : 621.313.12

Obaciu, G., Ivan, M., Rusan, G.: **Izopuls — impulsgenerator für funkenerosive Maschinen.**

Die Arbeit stellt — kurzweise — zwei wichtige Teile, eines in der Universität Braşov erzeugten Impulsgenerator vor : Impulsgenerator selbst und Vorschubsteuerung. Als Beispiel für die Generatorarbeit sind einige Ergebnisse vorgestellt worden, die bei der Erodierung — in normalen Betriebsbedienungen — des POLDI Stahles 2002 erhalten worden sind.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 4 Bild., 3 Lit.

DK : 621.35 : 621.9.001.2

Drimer, D., Cuculeanu, Georgeta : **Die Berechnung der Werkzeuge bei der electrochemischen Bearbeitung.**

Die Gewährleistung der grossen Lösegeschwindi eine grosse Stromdichte und eine grosse Umlaufgeschwindigkeit des Elektrolyten voraus ; diese Tatsache bedingt grossen Druck. Aus diesem Grund sinkt der Einfluss des Wasserstoffs auf die Leitfähigkeit des Elektolyten, der sich in diesem Fall, nur dank seines Reinheitgrades verändert. Alle Arbeitsparameter tragen zur Erzeilung der Bearbeitungsgenauigkeit bei. Ausschlaggebend ist die Besorgung von frischen Elektrolyten im Arbeitsraum, bzw. die Entfernung der Nebenprodukte.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 4 Bild.

DK : 621.35

Popa, E.: **Der vom elektrochemischen Prozess auf die Genauigkeit der Bearbeitungsproduktivität ausgeübte Einfluss.**

Das vorliegende Studium zeigt den Einfluss des Spiels, des Temperaturdrucks, der Konzetration des Elektrolytes, der Arbeitsspannung und der Stromdichte auf die Genauigkeit und der Produktivität der elektrochemiechen Bearbeitung. Die Hebungswerte der Veränderungskurven stellen den Durchschnitt der experimentallen Werte dar. Die Proben wurden mit NaCl durchgeführt, wobei alle, Parameter ausser dem zu prüfunden, konstant gehalten werden. Die Arbeit zeigt den Beitrag zur Verminderung des Entwurfzyklus der elektrochemischen Bearbeitung, durch die Kenntruisse der Auswahlintervalle der Arbeitsparameter.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 6 Bild.

DK : 621.35 : 669.14.018.4.001.2

Drimer, D., Mincă, M.: **Elektrochemische Bearbeitung der umlauf-und flachen Oberflächen bei hitzebeständigen Stahlteilen (40 MO SC 163).**

Die Proben, bei denen mehrere Typen von Elektrolyten mit verschiedenen Formen verwendet werden, bewiesen dass die NaCl Lösung in einer Konzentration von 5—20% keine gute Bearbeitungs = gualität sichert, $NaNO_3$ optimale Konzentration $\approx$ 15%, diese Bedingung erfüllt. Diese Konzentration sichert einen konstanten Lösungsrythmus. Weiter werden die Berechnungsestappen und die notwendigen Beziehungen, zur Festlegung der technologischen Parameter, bei der Bearbeitung der zylindrischen-und ebenen Flächen festgelegt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 2 Bild.

DK : 621.35 : 669.14 : 001.2

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V.: **Bestimmung der technologischen Parameter bei der elektrochemischen Bearbeitung des Stanzstahles Mo CN 15.**

Nach der Bestimmung der elektrochemischen Grunddaten, des mit Hilfe der oben beschriebenen Einrichtung zu bearbeitenden Materials, werden die technologischen Parameter festgesetzt, wobei entweder passivisierte NaCl Lösungen oder unpassivisierte $NaNO_3$ Lösungen verwendet werden. Ausserden wird die Berechnungsrichtigstellung des Elektrodenwerkzeugs bei der Bearbeitung der zylindrischen und mehrkantigen Oberflächen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 6 Bild., 2 Lit.

DK : 621.35 : 001.5

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V.: **Die Aufteilung der Temperatur im Arbeitsraum bei der elektrochemischen Bearbeitung der zylindrischen Oberflächen.**

Nach einer kurzen Bibliographieüberblätterung setzt man die Temperaturveränderungsgesetze des Elektrolyten fest, indem man unpassivisierte NaCl Lösungen, oder passivisierte $NaNO_3$ Lösungen verwendet. Zum Schluss werden die Versuchseinrichtungen, sowie die experimentelle Lösungen vorgeführt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 5 Bild., 5 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 621.35 "2000"

Нану, А. : **Перспективы неусловных обработок в промышленности.**

Излагаются некоторые элементы прогноза относительно к использованию неусловных обработок в промышленности 2000 года.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 5 рис.

Д.К. : 621.35.001.5

Никич, А. : **Современные тенденций в моделирование процессов обработки методом электроэрозии.**

Предлагаются принцип, общая методология и особенности экспериментального моделирования процессов обработки электроэрозию.

Распространение использования этого метода моделирования была стимулирована необходимостями переработки и оптимизаций технологии обработки методом электроэрозий, ощутительно отставающая в сравнении с усовершенствованием оборудовании обработки.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 11 лит.

Д.К. : 621.35.001.2

Маниciу, К. : **Вклады у всеобщей теорий установления параметров работы электроэрозивной обработки.**

Пытается существовать общественные теоретические элементы и одна теория с общим характером, относящиеся к установлению электрических работных параметров у электроэрозий.

Такая теория надо :

— иметь характер всеобщности ;
— быть основана из-за научной точки зрения;
— быть в состоянуй управлять у практичных результатов, воздействовая будущее расширение электроэрозий.

Предлагаются характеристичные кривые, вспомогательные, также и кривая в зубах пилы, которые учреждают, рядом с другими элементами представленными в статье, одной вклад к общей теорий установления параметров работы электроэрозивной обработки.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 6 рит., 4 лит.

Д.К. : 621.35 : 621.313.12

Обачиу, Г., Русан, Г., Иван, М. : **Генератор импульсов вида изопульс для электроэрозивных станов.**

Излагаются кратко две главные части генератора импульсов реализированный у Брашовского Университета : генератор импульсов собственно и управление подачи.

Для наглядного объяснения функционированиа генератора, показываются некоторые результаты, получённые к эрозии стали POLDI 2002, в реальных условях переработки.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 4 рис., 3 лит.

Д.К. : 621.35 : 621.9.001.2

Дример, Д., Кукулеану, Джеорджета : **Расчёт инструментов использованных в случае электрохимической обработки.**

Обеспечение одной большой скорости растворения заставляет плотность тока и скорость сообщения электролита у больших параметров, рождая наибольшие давления. Для того, сокращает воздействие водорода на проводимость электролита, который — в этом случае — изменяется только вследствие своего степени чистоты. Все работные параметры сотрудничают к осуществленую точности обработки, но решительная — обеспечение свежая электролита в пространстве работы, соответственно исключение побочных продуктов.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 4 рис.

Д.К. : 621.35

Попа, Е. : **Влияние технологических параметров, необходимых в электрохимическом процессе, на точность производительности обработки.**

Представляется влияние некаторых параметров (промежуток работы ; давление, температура, концентрация электролита ; рабочее напряжение ; плотность тока) на точность и производительность электрохимической обработке. Величины съёмки кривых перемен изображают средние статистические — экспериментальные величины. Экспериментируется в условиях раствора Na Cl, используя в показательном режиме с неизменными параметрами, исключая параметр исследованный.

Работа способствует к уменьшению цикла разработки процессов электрохимической обработки, сквозь познание интервалов избрания технологических параметров.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 6 рис.

Д.К. : 621.35 : 669.14.018.4.001.2

Дример, Д., Минкэ, М. : **Электрохимичесчая обработка поверхностей вращения и плоскостей у деталей изготовленных из жароупорной румынской стали 40 MO SC100.**

Эксперименты, у которых используются более виды электролитов с разными концентрациями и электроды— инструменты с разными формами, демонстрируют что раствор NaCl в концетраций от 5 до 20% не обеспечивает удовлетворительное качество переработки, во время когда раствор $NaNO_3$ (оптимальная концентрация $\simeq 15\%$) обеспечивает равномерное растворенио и ритм нейзменный растворения.

Устанавливаются этапы расчёта и необходимые соотношения к определению технологических параметров для обработки цилиндрических поверхностей и плоскостей.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 2 рис.

Д.К. : 621.35 : 669.14 : 001.2

Иван, М., Русан, Г., Геласе, В. : **Установление технологических параметров к электрохимической обработке стали для штампов Mo CN 15.**

После учреждения основных электрохимических данных материала для обработки, с помощью изображённого приспособления, определяются технологических параметров, используя непассивированные растворы NaCl, или пассивированные растворы $NaNO_3$. Предлагаются расчёты коррекций электрода — инструмент, используемый для обработки цилиндрических и многоугальных поверхностей.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 6 рис., 2 лит.

Д.К. : 621.35 : 001.5

Иван, М., Русан, Г., Геласе, В. : **Распределение температуры в пространстве работы на случае электрохимической обработки цилиндрических поверхностей.**

После краткого представления библиографии для ссылки, устанавливается закон изменения температуры электролита, используя непассивированные растворы NaCl или пассивированные растворы $NaNO_3$. Предлагается установка для испытания и описываются экспериментальные результаты.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 5 рис., 5 лит.

CZ : 621.35 : 621.3.047

Popescu, N.: **Sursa de curent continuu şi instalaţia electrică pentru maşina de honuit electrochimic.**

La alegerea sursei de curent continuu pentru maşina de honuit electrochimic, au fost studiate două variante : generator de curent continuu homopolar şi instalaţie de redresare a curentului alternativ. Protecţia instalaţiei la scurtcircuit se face cu un tiristor comandat printr-un circuit logic „şi". Protecţia la mers în două faze este realizată cu trei condensatoare. Instalaţia poate funcţiona în regim manual sau automat.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 10, 4 fig.

DC : 621.35 : 621.3.047

Popescu, N.: **Feeding installation with electrode at electrochemical honing machine.**

At the electrolytical honing operation the exact choose of the electrolite and the metal es equal to the material choose of the tools, in the case of classical tooling operations. The majority of the electrolites which were used till now are aqueous solutions of acid and salt. It was established that the replace of their conductibility variation is exactly enough with the temperature variation. The installation for the electrolyte is the result of some calculations and experiences as, pumps, tanks, filtres, manometers, thermometes, cooling circuit, pipe installations and cocks.

DC : 621.35 : 621.3.047

Popescu, N.: **Continuous current source and electric installation for electrochemical honing machine.**

There have been studied two variants for choosing the continuous current source for electrochemical honing machines : the homopolar continous current generator and the rectifier of alternating current. The protection of the installation against the shortcircuit comanded by the logic circuit „and". The working protection in two phases is realised by three condensers. The installation could work manually or automatically.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 4 fig.

CD : 621.35 : 621.3.047

Popescu, N.: **L'installation d'alimentation avec électrolyte pour la machine à honer électrochimiquement.**

Pour honer électrolytiquement, le choix judicieux du couple électrolyte — métal équivaut au choix du matériel de l'outil dans les usinages classiques. La majorité des électrolyte utilisés jusqu'à présent sont des solutions incolores de sels ou d'acides. On a établit que le remplacement de la variation des conductibilités par la variation de la température est assez exact. Etant donnée l'importance de la construction de l'installation pour l'électrolyte, cela est le résultat d'une série de calculs et d'expériences et comprend : pompe, réservoirs, filtre, manomètres, tensomètres, circuit de refroidissement, conduits et robinets.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 6 fig., 4 ref.

CD : 621.35 : 621.3.047

Popescu, N.: **La source de courant continu et installation électrique pour la machine à honer électrochimiquement.**

Pour choisir la source de courant continu pour la machine á honer électrochimiquement on a étudie deux variants : générateur de courant continu homopolaire et installation à redresser le courant alternatif\ On fait la protection de l'installation à court-circuit à l'aide d'un thyristor commandé par un circuit logique „et". La protection á marche en deux phases se réalise par trois condensateurs l'installation peut fonctionner en régime manuel ou automatique.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 10, 4 fig.

DC : 621.35 :621.3.047

Popescu, N.: **Einrichtung für Elektrolytenversorgung bei der Ziehschleifmaschine elektrochemisch verwendet.**

Bei der elektrolytischen Ziehschleifmaschinbearbeitung ist die richtege Auserwählung des Paares Elektrolyt-Metall von gleicher Bedeutung mit der Answahl des Werkstoffmaterials während der klassischen Bearbeitung. Die am meist, bis jetzt verwendeten Elektrolyten sind wässrige Salz-und Säurelösungungen. Es wurde einheitlich festagestellt dass die Ersetzung ihrer Leitfähigkeitsveränderung mit der Temperaturvariation ziemlich genau ist. Wegen der Bedeutung dieser Einrichtung für das Elektrolyt, bedeutet diese das Ergebnis einer Reihe von Versuchen und Berechnungen, welche sich aus Pumpen, Filter, Manometer, Thermometer, Kühlkreislauf, Leitungen und Robinette zusammensetzen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 6 Bild., 4 Lit.

DK : 621.35 : 621.3.047

Popescu, N.: **Die Gleichstromqueile und die elektrische Einrichtung für die ziehschleifmaschine elektrochemisch verwendet.**

Bei der Wahl der Gleichstromquelle für die elektrochemische ziehschleifmaschine wurden zwei Varianten studiert : der homopolare Gleichstromgenerator und die Gleichrichtungsinstallation des Wechselstroms. Den Schutz gegen Kurzschluss wird mit Hilfe eines Tyristors, der durch ein logisches relais „und" geschaltet wird, gesichert. Der Schutz während des Zweiphasengangs wird durch drei Kondensatoren gewährleistet. Die Installation funktioniert automatisch oder handbetrieben.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 10, 4 Bild.

Д.К. : 621.35 : 621.3.047

Попеску. Н. : **Установка за питанием с электролитом для электрахимического хонинг — станка.**

При электролитическом хонинговане, разумное избрание сцепления электролит-металл приравнивает с отбором материала инструмента в классическими переработками. Большинство утилизированных электролитов в настоящее время — водные растворы солей или кислот.

Устанавливается что достаточно точная — замещение изменения их проводимости с переменой температуры.

Построение установки — крайне важное для электролита, и определяется рядом расчётов и экспериментов ; составляется из следующих элементов : насос, резервуары, фильтры, манометры, цепь охлаждения, трубопроводы и краны.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н.10, 6 фиг., 4 реф.

Д.К. : 621.35 : 621.3.047

Попеску, Н. : **Источник постоянного тока и электрическое оборудование для электрохимического хонинг — станка.**

На отборе источника постоянного тока для электрохимического хонинг-станка, исследуются дво варианты : генератор гомополярного постоянного тока и установка выпрямления переменного тока.

Покровительство установки на кротком замыкание исполняется тиристором заказанным логическим цепь „и". Покровительство у хождения двух фаз исполняется с тремя конденсаторами. Установка функционирует в ручном или автоматичном режиме.

Construcţia de maşini, 30 (1978), н. 10, 4 фиг.

CZ : 621.35 „2000"

Perspectivele tehnologiilor neconvenționale în industrie

Prof. dr. doc. șt. ing. Aurel **NANU** — Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timișoara

Se știe că sitemul economic al activității umane se realizează în principal prin procese de producție, iar acestea prin procese tehnologice dintre care cele mai importante sînt procesele tehnologice de fabricație. Ele se realizează principial prin metode tehnologice și efectiv prin procedee tehnologice, știut fiind faptul că o metodă tehnologică se aplică prin mai multe procedee, procedeele tehnologice încadrîndu-se toate în legile metodei și diferențiindu-se între ele prin utilajul tehnologic folosit.

Metodele și procedeele tehnologice se pot clasifica în două mari categorii, metode sau procedee tehnologice convenționale și neconvenționale. Cele convenționale sînt unanim cunoscute și se aplică în toată economia, iar cele neconvenționale sînt în fază de experimentare fiind puțin cunoscute și în consecință mai puțin aplicate. Eficiența acestora din urmă, pentru un anumit domeniu de aplicare, este superioară eficienței metodelor convenționale.

Procedeele tehnologice neconvenționale pot apărea în cadrul metodelor convenționale (turnarea continuă ca procedeu neconvențional al metodei convenționale de turnare, deformarea plastică cu viteze mari în cadrul metodei convenționale de prelucrare dimensională prin deformare plastică, sudarea cu plasmă, cu fascicol de electroni, etc. în cadrul metodei convenționale de sudare cu topirea materialului, etc.), sau se inventează metode tehnologice noi cu procedee neconvenționale corespunzătoare (metoda de prelucrare dimensională prin eroziune cu procedeele tehnologice eroziune electrică, chimică, electrochimică, cu plasmă, cu radiații corpusculare — fascicol de electroni și electromagnetice — laser, cu unde ultrasonice, etc. metode de agregare de pulberi, etc.).

Deoarece în industria constructoare de mașini cele mai importante metode tehnologice sînt cele de prelucrare dimensională, în figura 1 se prezintă o clasificare a acestor metode tehnologice după criteriul variației de masă în timpul prelucrării. In figură s-au haşurat metodele și procedeele tehnologice neconvenționale. Căsuțele cu și fără haşură reprezintă metode și procedee convenționale și neconvenționale aplicate în paralel.

Trebuie precizat că o metodă sau un procedeu tehnologic sînt neconvenționale o perioadă de timp, după care ele se generalizează în economie și devin convenționale, inventîndu-se alte metode și procedee noi neconvenționale. Acest fenomen explică de fapt progresul continuu din economia mondială. Care va fi ponderea metodelor și tehnologiilor convenționale și neconvenționale la nivelul economiei mondiale din anul 2000 ?

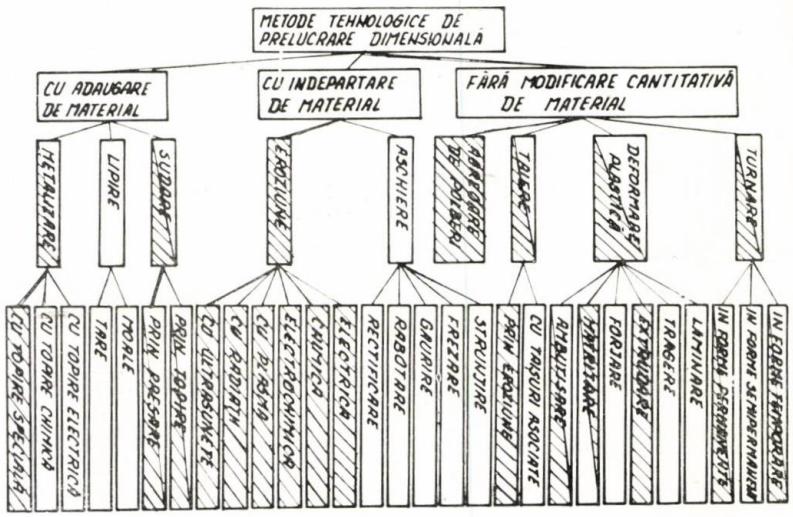


Fig. 1

Este o întrebare la care se poate răspunde foarte greu și cu o exactitate pe care numai economia anului 2000 o poate confirma. Vom încerca totuși să dăm un răspuns.

Consider că la întrebarea pusă specialiștii zilelor noastre se împart în trei mari categorii.

Prima categorie, a specialiștilor obișnuiți numai cu metodele convenționale, este de părere că și la nivelul anului 2000 majoritatea absolută a metodelor tehnologice vor fi tot cele convenționale.

A doua categorie, cea a „îndrăgostiților" de tehnologiile neconvenționale susțin că deoarece tehnologiile neconvenționale au caracteristici superioare celor convenționale — pentru unele domenii de aplicare, în viitorul mai îndepărtat, deci la nivelul anului 2000, majoritatea tehnologiilor utilizate în industrie vor fi neconvenționale.

A treia categorie de specialiști susțin că la nivelul anului 2000 vor lua ființă în economie atît tehnologiile numite astăzi convenționale cît și cele cărora li se spune neconvenționale, fiecare în domeniul în care dau o eficiență maximă.

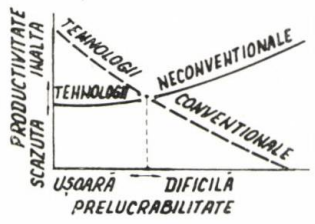


Fig. 2

Părerea noastră este alături de părerile acestei a treia categorii de specialiști. Susținem această părere prin figura 2 în care s-a prezentat variația productivității tehnologiilor convenționale și neconvenționale funcție de prelucrabilitatea materialelor respective.

Prin material dificil de prelucrare se înțelege atît materialul cu caracteristici fizico-mecanice superioare (duritate ridicată, rezistență mare, etc.) cît și complexitatea formei produsului (de la cea mai simplă la cea mai complexă generare de suprafețe), respectiv a greutății (micropondere pînă la greu gigant).

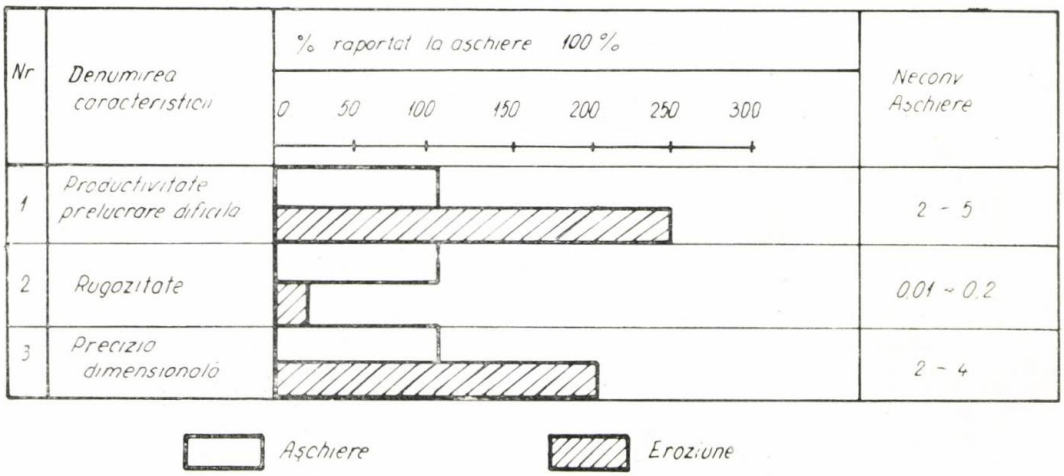
Este rațional să se folosească pentru fiecare prelucrare tehnologia care dă eficiență maximă, indiferent dacă tehnologiei respective i se spune convențională sau neconvențională.

Dintre metodele de prelucrare dimensională cea mai utilizată astăzi în operațiile finale de prelucrare este așchierea, metodă convențională. In același domeniu de aplicare se afirmă astăzi tot mai mult eroziunea, metodă neconvențională.

Figura 3 prezintă o comparație între cele două metode din punct de vedere tehnologic și figura 4 din punct de vedere economic.

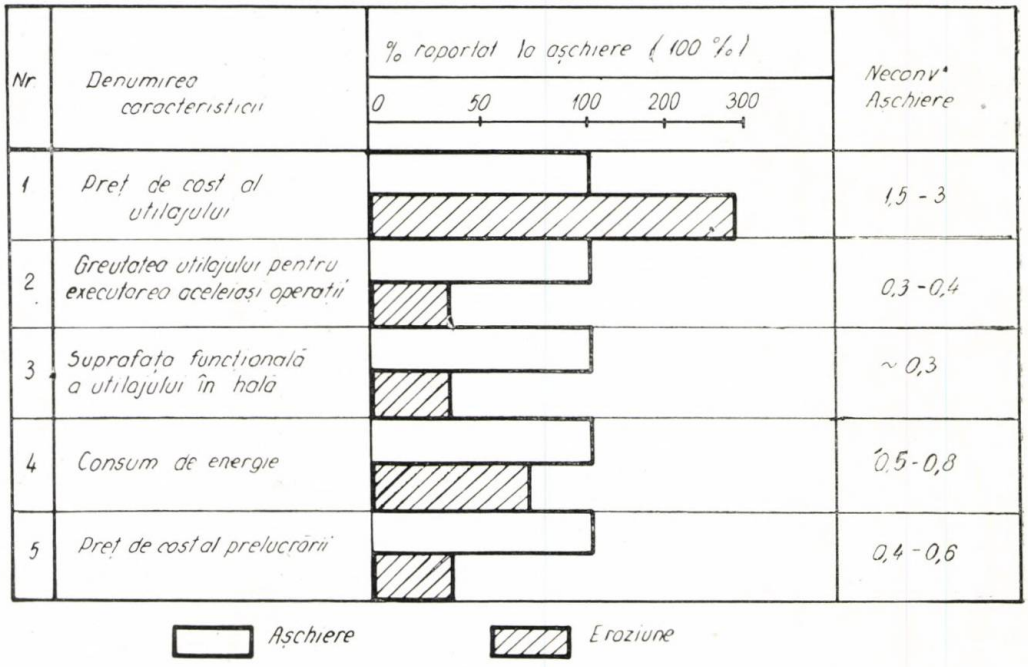
In lumina celor prezentate, în figura 5 se încearcă o prognoză a utilizării metodelor convenționale și neconvenționale de prelucrare dimensională a materialelor, la nivelul anului 2000, baza prognozei utilizării metodelor fiind dificultatea prelucrării.

Exactitatea sau eroarea de prognoză făcută vor putea fi apreciate de realitatea anului 2000.



Comparație între caracteristicile tehnologice ale prelucrării materialelor dificile prin tehnologii neconvenționale și aschiere

Fig. 3



Comparații între caracteristicile economice ale prelucrării materialelor dificile prin tehnologii neconvenționale și așchiere

Fig. 4

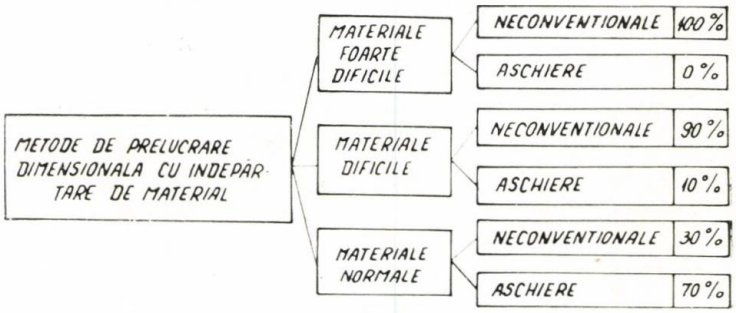


Fig. 5

CZ : 621.35.001.5

Tendințe actuale în modelarea proceselor de prelucrare prin eroziune electrică

Conf. dr. ing. Alexandru **NICHICI** — Institutul Politehnic „Traian Vuia" din Timișoara

Dezvoltarea, deosebit de intensă în ultimul deceniu, a componenței constructive a sistemelor de prelucare prin eroziune electrică, hotărîtoare pentru actuala răspîndire industrială a acestora, a accentuat și mai mult rămînerea în urmă a componentei tehnologice. Factorii determinanți ai acestei situații sînt :

— slaba organizare, complexitatea și caracterul difuz al sistemelor de prelucrare prin eroziune electrică (SPEE), a căror finalitate tehnologică este predominant statistică ;

— documentația incompletă și unilaterală pusă la dispoziția beneficiarilor de către producătorii de echipamente tehnologice.

Lipsurile de informație apriorică asupra comportării SPEE în diferite cazuri particulare au condus la intensificarea preocupărilor pentru aplicarea comenzii adaptive, considerată în sens larg, ceea ce mărește și mai mult costul echipamentelor tehnologice și așa foarte ridicat.

Pe planul cercetării științifice și tehnologice situația descrisă a generat creșterea interesului pentru identificarea SPEE și, în cadrul acesteia, tendinței de trecere de la modelarea analitică la modelarea experimentală a proceselor de prelucrare prin eroziune electrică.

Multitudinea metodelor elaborate prin descrierea analitică a unora din principalele fenomene ale eroziunii asociate unei descărcări electrice singulare sau a unor trenuri de descărcări electrice, publicate în literatura de specialitate [1], [2], [3], [4], [5], se bazează pe premise idealizate, sînt numai formal verificate experimental și, în consecință, au dovedit o exclusivă utilitate cognitivă, evident limitată.

Dimpotrivă, modelarea experimentală realizată prin aplicarea statisticii matematice și analizei regresionale [6] s-a dovedit eficientă tocmai în identificarea unor sisteme de acțiune complexe și difuze, inclusiv de prelucrare prin eroziune electrică. Citățm, pentru exemplificare, modelele experimentale elaborate pentru analiza stabilității la eroziune a diferitelor materiale [7], determinarea valorii interstițiului electrod — piesă [8] și evidențierea unor condiții optime de prelucrare [9], toate cu obiective de primă importanță din punct de vedere tehnologic.

— aplicabilitatea în condiții industriale ;
— determinarea semnificației statistice a influenței variabilelor independente ;
— posibilitatea testării obiective a adecvenței modelelor elaborate cu sistemele reale considerate.

Modelarea se inițiază prin adoptarea unui tip de relație matematică între variabilele de intrare și de ieșire ale sistemului analizat, cea mai potrivită, pe baza informației apriorice disponibile naturii fenomenelor ce condiționează evoluția sistemului, obiectivelor urmărite prin modelarea (interpolare, interpretare sau optimizare) preciziei necesare a concordanței model-sistem real.

În practica cercetării tehnologice, funcția de răspuns necunoscută a sistemului de prelucrare :

$$y_m = \varphi_m(x_1, x_2, \ldots x_i, \ldots x_k) \qquad [1]$$

în care : $y_m (m = 1, \ldots p)$ reprezintă mulțimea funcțiilor de răspuns și x_i $(i = 1, \ldots k)$ — mulțimea variabilelor independente controlabile ; se aproximează, cel mai des, printr-un polinom algebric de forma :

$$y_m = \beta_0 + \sum_1^k \beta_i x_i + \sum_{i<j}^k \beta_{ij} x_i x_j + \sum_1^k \beta_{ii} x_i^2 + \ldots \qquad [2]$$

în care :

$\beta_0, \beta_i, \beta_{ij}, \beta_{ii}$ reprezintă coeficienții de regresie ai variabilelor independente controlabile, asupra funcției de răspuns.

Elaborarea propriu-zisă a modelului experimental se reduce, în esență, la determinarea estimațiilor coeficienților de regresie pe baza prelucrării datelor de măsurare, postulate normal distribuite, obținute dintr-un experiment multifactorial, planificat statistic. Intervin următoarele etape succesive [10] :

— calculul mediilor aritmetice, dispersiilor funcțiilor de răspuns ;
— verificarea omogenității dispersiilor ;
— calculul estimațiilor coeficienților de regresie ;
— verificarea semnificației coeficienților de regresie ;
— verificarea adecvanței modelului adoptat.

Experiența cumulată în modelarea experimentală a SPEE ne permite să relevăm cîteva elemente particulare, care trebuie avute în vedere :

1. se va limita la minimul necesar numărul funcțiilor de răspuns, pe baza unui compromis între funcțiile particulare (productivitate, uzură relativă a electrodului, etc.) și cele globale (indici de performanță) ;

2. la stabilirea variabilelor independente și a nivelelor acestora în programul de experimentare se va acorda o atenție deosebită satisfacerii condițiilor de compatibilitate și independență. Dificultățile derivă din faptul că nu orice combinație a valorilor parametrilor procesului de prelucrare prin eroziune electrică, disponibilă constructiv, este tehnologic realizabilă. De asemenea, ca urmare a corelațiilor existente, unii parametri (valoarea medie a curentului) nu sînt variabile independente ;

3. se va evita, pe cît posibil, introducerea unor variabile de natură calitativă (materiale de electrod sau piesă, de exemplu), deoarece nu va fi posibilă o încercare în centrul spațiului multifactorial, necesară în cazul inadecvanței modelului liniar ;

4. se va urmări cu insistență excluderea variabilelor cu influență nesemnificativă din ecuația de regresie și din programul de experimentare, fie pe baza informației apriorice, fie pe baza unui experiment preliminar, [11] ;

5. se va porni, pentru început, cu model liniar și se va trece ulterior, dacă este cazul, la polinoame de gradul II și eventual III. Și din acest punct de vedere este deosebit de important ca intervalele de variații ale variabilelor independente să fie alese la valori optime, ceea ce este destul de greu la nivelele discrete disponibile pentru parametrii procesului de prelucrare ;

6. pentru a evita dificultățile în satisfacerea condiției de omogenitate a dispersiilor încercărilor, determinate de rezerva de stabilitate scăzută a prelucrării prin eroziune electrică, se recomandă randomizarea succesiunii încercărilor, eliminarea rezultatelor improbabile statistic din încercările repetate sau la limită substituirea valorilor reale ale funcțiilor de răspuns prin valori transformate (logaritm, radical).

În concluzie, se poate aprecia că modelarea experimentală a SPEE poate contribui în mod eficient la relaxarea restricțiilor actuale din domeniul elaborării și optimizării tehnologiilor de prelucrare prin eroziune electrică.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Zolotih, B.N.* : Problemî electriceskoi obrabotki materialov, Izd. Akad. Nauk, Moskva, 1960.

[2] *Zingerman, A.S.* : Elektroimpulsnaia obrabotka metallov, Tintimaș, Moskva, 1962.

[3] *Snoeys, R.:* Lucrare prezentată la Adunarea generală CIRP, Varşovia, 1971.

[4] *Williams, E.M.:* Electrical engineering, 1952, v. 71, nr. 3.

[5] *Livşiţ, A.L.:* Electroimpulsnaia obrabotka metallov, Izd. Maşinostroienie, Moskva, 1967.

[6] *Nalimov, V.V., Cernova, N.A.:* Statisticeskie metodî planirovania ekstremalnîh eksperimentov, IZD. Nauka, Moskva, 1965.

[7] *Pobejimov, N.F.:* Electronaia obrabotka materialov, 1977, n. 2/74.

[8] *Kohanovskaia, T.S.:* Elektrofiziceskie i elektrohimiceskie metodî obrabotki, 1973, n. 5/47.

[9] *Melik — Ogangeanian, P.B.:* Fiziceskie osnovî elektroiskrovoi obrabotki materialov, Izd. Nauka, Moskva, 1966.

[10] *Adler, Y.P.:* The design of experiments to find optimal conditions, Izd. Mir, Moskow, 1976.

[11] *Willey, P.C.T.:* Buletin ştiinţific şi tehnic al Inst. Politehnic — Timişoara, seria mecanică, tom 17/31, fasc. 1, 1972.

CZ : 621.35.001.2

Contribuţii la teoria generală a stabilirii parametrilor de lucru la prelucrarea prin electroeroziune (ED)

Dr. ing. Carol **MANIŢIU** — I.C.P.T.C.M. — Bucureşti

Premise

Evoluţia din ultimii ani şi ponderea din ce în ce mai importantă pe care o are în industrie prelucrarea prin electroeroziune impune existenţa unei teorii generale privind stabilirea parametrilor de lucru la prelucrarea prin electroeroziune. Se cunosc metode particulare, unele cu caracter teoretic sau doar experimental, valabile pentru un anumit tip de utilaj sau de generator privind stabilirea parametrilor de lucru.

O încercare de găsire a unor elemente teoretice comune şi de formulare a unei teorii cu caracter general privind stabilirea parametrilor electrici de lucru la prelucrarea prin electroeroziune se poate face pornind de la ideea că o astfel de teorie trebuie :

— să aibă caracter de generalitate ;
— să fie fundamentată ştiinţific ;
— să poată conduce la rezultate practice, influenţînd dezvoltarea viitoare a electroeroziunii.

Pentru formularea matematică a unei astfel de teorii privind stabilirea optimă a parametrilor electrici de lucru la prelucrarea electroerozivă se porneşte de la premisa determinată pe bază de studiu teoretic şi de experimentări că stabilirea acestor parametri la valoare optimă se poate realiza prin :

— determinarea valorii optime a duratei scînteii t_s în funcţie de materialul de prelucrat şi de celelalte condiţii de lucru ;

— reducerea duratei pauzei t_0 pînă la valoarea sa minimă în cazul dat.

Este evident că pentru aplicarea unei astfel de teorii, trebuie deosebite cel puţin următoarele două cazuri :

— prelucrarea de degroşare care are ca scop extragerea maximă de material în unitatea de timp ;

— prelucrarea de finisare care are ca scop realizarea formei, dimensiunilor şi a calităţii de suprafaţă impuse.

Ca relaţii matematice de lucru se folosesc:

1. Valoarea frecvenţei de lucru :

$$f_p = \frac{1}{t_d + t_s + t_0} \tag{1}$$

2. Valoarea coeficientului de umplere τ. Acesta este un element sintetic foarte important, utilizat în multe ţări pentru desemnarea unei caracteristici importante a prelucrării ED şi anume raportul dintre valoarea impulsului de valoarea perioadei. Matematic acest raport sintetic se exprimă :

$$\tau = \frac{t_d + t_s}{t_d + t_s + t_0} \tag{2}$$

Metodă generală de stabilire a parametrilor electrici de lucru la prelucrarea electroerozivă.

Pornind de la relaţiile (1) şi (2), care au caracter de generalitate pentru orice utilaj sau caz de prelucrare electroerozivă, s-au dedus alte două relaţii care conduc la o metodă generală de stabilire a parametrilor electrici de lucru la prelucrarea electroerozivă.

Curba caracteristică. Pornind de la relaţiile (1) şi (2) prin transformări matematice, se obţine relaţia :

$$\tau + f_p \cdot t_0 = 1 \tag{3}$$

Reprezentarea grafică a acestei relații, prezentată în figura 1 a fost numită curbă caracteristică. Curba caracteristică permite să se tragă următoarele **concluzii :**

1. curba caracteristică indică grafic relațiile dintre f_p, τ și t_0 independent de celelalte elemente de lucru ;

2. curba caracteristică determină raportul optim dintre frecvența de lucru f_p și coeficientul de umplere τ pentru o valoare dată t_0 a duratei de pauză.

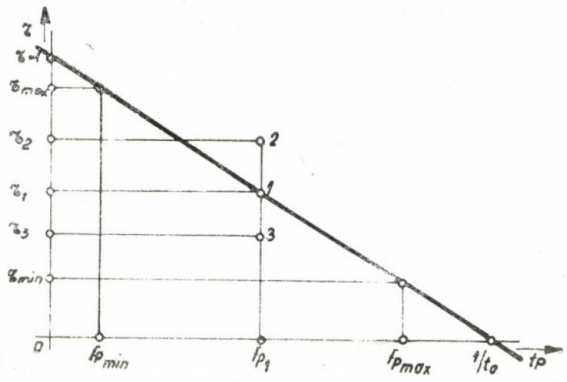


Fig. 1 Curba caracteristică.

Pentru valoarea minimă a lui t_0 și pentru o valoare oarecare aleasă a frecvenței de lucru f_{pl}, valoarea optimă a lui τ este τ_1. Valoarea τ_2 nu este posibilă deoarece valori mai mici pentru t_0 nu există (t_0 a fost ales la valoarea minimă), iar valoarea τ_3 deși este posibilă nu este economică, deoarece timpul de pauză este mai mare decît valoarea sa minimă, ceea ce conduce la pierderi de productivitate ;

3. curba caracteristică arată că cu cît este mai scurt timpul de pauză t_0 cu atît mai ridicată va fi productivitatea la prelucrare. Valoarea minimă a timpului de pauză este însă egală cu valoarea timpului necesar pentru deionizarea mediului dielectric în cazul dat. De aici rezultă că mediul dielectric va trebui, pe lîngă celelalte calități ce i se impun, să aibe și un timp de deionizare cît mai scăzut ;

4. curba caracteristică indică domeniul „coeficienților de umplere" în funcție de frecvența de lucru a unui generator. Aceasta are foarte mare importanță la proiectarea corectă a domeniului de frecvențe a generatorilor de impulsuri, astfel încît acestea să corespundă valorilor lor optime. Relațiile matematice sînt :

$$\tau_{max} = \frac{1}{f_{p\,min} \cdot t_{r\,min}} \tag{4}$$

$$\tau_{min} = \frac{1}{f_{p\,max} \cdot t_{r\,max}} \tag{5}$$

(t_r reprezintă timpul de deionizare sau de „recombinare" a mediului dielectric).

5. curba caracteristică permite să se stabilească valoarea maximă a frecvenței de lucru pentru un mediu dielectric dat :

$$f_{p\,max} \leq \frac{1}{t_r} \tag{6}$$

Curba ajutătoare. Pornind de la relația (1) și (2) prin transformări matematice se ajunge la relația :

$$\tau - f_p(t_d + t_s) = 0 \tag{7}$$

Reprezentarea grafică a acestei relații, prezentată în figura 2, a fost numită curbă ajutătoare. Curba ajutătoare indică grafic relațiile dintre τ, f_p, t_d și t_s independent de celelalte elemente de lucru.

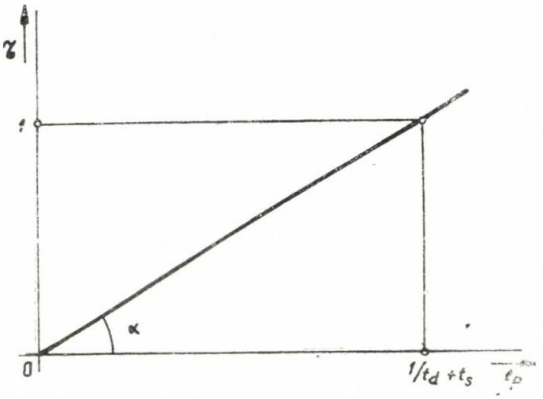


Fig. 2 Curba ajutătoare

Stabilirea parametrilor optimi de lucru cu ajutorul curbei caracteristice și a curbei ajutătoare. Pentru stabilirea parametrilor optimi de lucru la prelucrarea electroerozivă se parcurg, în general, următoarele etape :

a) determinarea treptei de lucru I_x. Treapta de lucru se determină în funcție de felul prelucrării, mărimea suprafeței de prelucrare, etc. Se determină $I_x = I_1$;

b) determinarea duratei scînteii t_s. In funcție de felul prelucrării și materialul de prelucrat se determină valoarea $t_s = t_{s1}$. Pentru o prelucrare de degroșare se va urmări productivitatea maximă a prelucrării, iar pentru o prelucrare de finisare se va urmări în primul rînd calitatea suprafeței impuse ;

c) deteminarea duratei pauzei t_0. Se urmărește ca t_0 să aibe valoarea minimă și anume egală cu timpul de deionizare (recombinare) a dielectricului. Valoarea minimă a lui t_0 se corectează în funcție de mărimea suprafeței de prelucrare, spălare, etc. Se determină $t_0 = t_{01}$;

d) determinarea timpului de aprindere t_d. Această valoare este, în general, o caracteristică a generatorului. Se determină $t_d = t_{d1}$;

e) se reprezintă apoi curba caracteristică și ajutătoare, ca în figura 3. Prin proiecția punctului de secțiune a celor două curbe se determină valorile optime $f_p = f_{p1}$ și $\tau = \tau_1$.

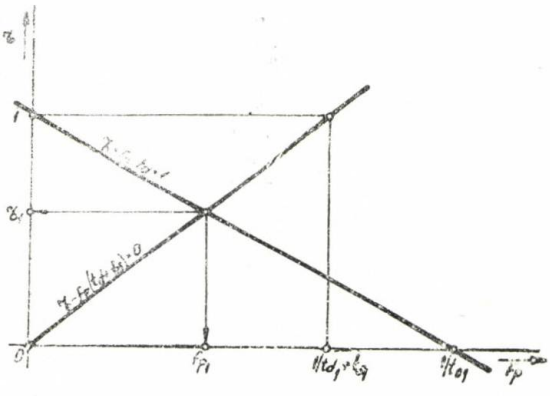


Fig. 3 Determinarea parametrilor optimi de lucru.

Curba în dinți de fierăstrău în cazul prelucrărilor prin electroeroziune

O posibilitate de determinare a parametrilor optimi la prelucrarea electroerozivă rezultă din combinarea a două curbe importante

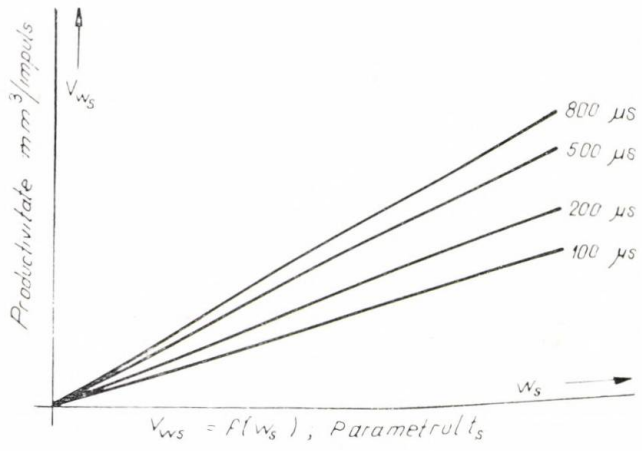


Fig. 4 Variația productivității cu W_s și t_s

reprezentate în figurile 4 și 5. Figura 4 reprezintă grafic relația $V_W = f(W_f, t_s)$, iar figura 5 este o altă reprezentare grafică a aceleiași relați. Se poate, prin suprapoziționare, să se facă o singură reprezentare grafică a celor două curbe de mai sus, așa cum se arată în figura 6.

Se reprezintă mai întîi curbele din figura 4, iar curbele din figura 5 se reprezintă doar ca valori maxime pentru fiecare durată a scînteii t_s. Se obține astfel curba exponențială 1 din figura 6 care arată valoarea maximă a productivității pentru fiecare valoare a energiei și a duratei scînteii. Acestă curbă 1 poate fi folosită ca bază pentru determinarea parametrilor optimi de lucru la prelucrarea ED, însă, bineînțeles, cu considerarea condițiilor reale de lucru la prelucrarea ED. Și aceste condiții reale sînt definite prin aceea că generatorii de impulsurii au valoarea energiei de lucru reglabilă în trepte și, de asemenea, au variația duratei impulsului în trepte. Problema alegerii odată determinată (de exemplu prin metoda precedentă) valorile lor, I_x și t_{s_x}, nu se găsesc printre cele date de generator. In astfel de cazuri se aleg în general valorile imediat inferioare ale lui I și t_s furnizate de generator (alegerea valorilor superioare ar duce la scăderea productivității în cazul prelucrărilor de degroșare și la înrăutățirea calității suprafeței în cazul lucrărilor de finisare).

Deci, în afara cazului cînd valorile optime ale lui I și t_s se găsesc pe generator, întotdeauna vor apărea pierderi la prelucrarea prin electroeroziune, generate de faptul că reglarea energiilor și a duratei impulsurilor se face în trepte. Punînd condițiile ca aceste pierderi să fie minime și de exemplu egale ca valoare pe tot domeniul de reglare (condiție admisă ca premisă și la proiectarea cutiilor de viteze la mașinile-unelte clasice) rezultă :

— din condiția „pierderi minime" rezultă că treptele de reglare ar trebui să fie cît mai dese, eventual să existe reglare continuă a valorilor de lucru ;

— din condiția „pierderi egale pe tot domeniul" rezultă că treptele de lucru pentru energie și impuls trebuie să fie în scară logaritmică.

Aceste două **concluzii** sînt importante și constituie o bază pentru stabilirea elementelor de reglare pe criterii științifice la genera-

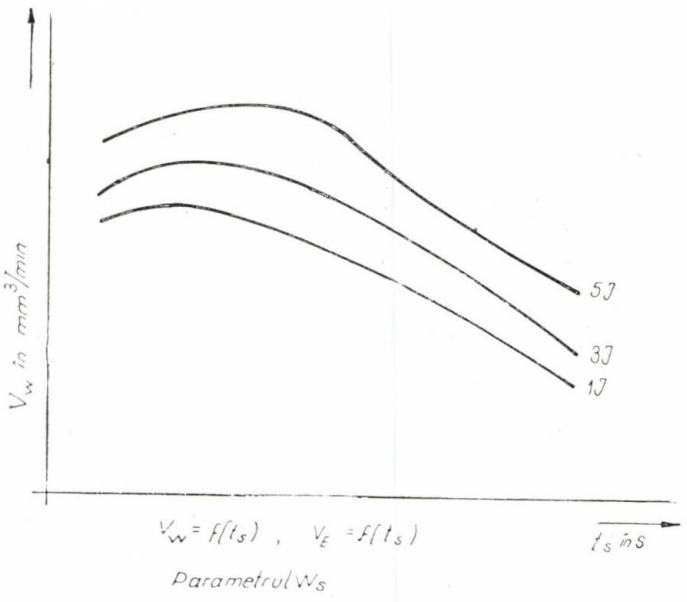


Fig. 5 Variația productivității cu W_s și t_s

torii de impulsuri pentru prelucrarea ED. De aici rezultă și reprezentarea grafică numită „curba în dinți de fierăstrău" (curba 2 pe figura 6). Această curbă poate servi ca element de bază pentru alegerea elementelor optime de reglare, ca de exemplu :

cît și curba în dinți de fierăstrău sînt elemente importante care contribuie la crearea unei baze teoretice a electroeroziunii.

Această contribuție este îndreptată atît spre utilizarea cît mai bună a electroeroziunii ca metodă de prelucrare în producție, cît și spre proiectarea și dezvoltarea pe baze unitare și, cît mai riguroase a utilajelor de lucru.

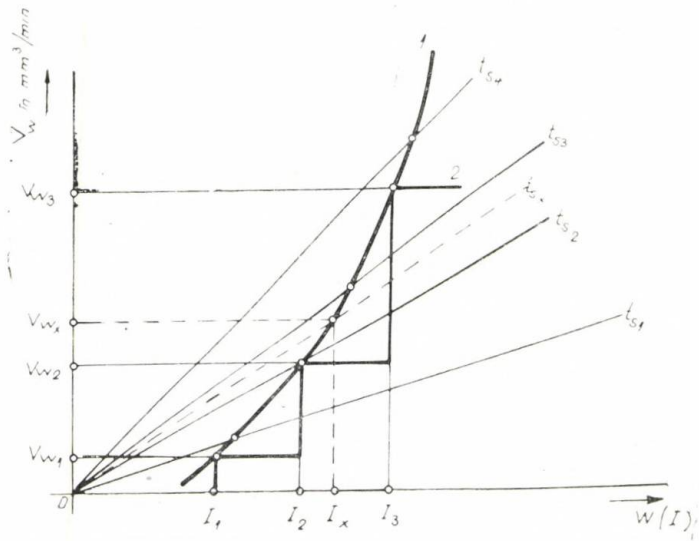


Fig. 6 Curba în dinți de fierăstrău.

— pentru degroșare în funcție de condițiile de prelucrare se determină treapta de lucru I_1. In cazul $I_1 \neq I_{1G}$, se alege treapta imediat următoare existentă la generator (I_2) iar curba 2 nu furnizează durata scînteii și frecvența pentru productivitate maximă ;

— pentru finisare în funcție de calitatea suprafeței impusă se determină durata scînteii t_{s1}. Cînd $t_{s_1} \neq t_{s_{1G}}$ se alege valoarea imediat inferioară existentă t_{s_0} iar curba 2 nu furnizează treapta de lucru pentru productivitatea maximă.

Concluzii

Atît metoda generală de determinare a parametrilor electrici optimi de lucru pentru prelucrarea ED,

BIBLIOGRAFIE

[1] *Manițiu, C.* : „Untersuchung zum Anwendungsbereich und den Anwendungsgrenzen für die elektroerosive Metallbearbeitung" Dissertation. TH. Ilmenau 1977.

[2] *Mehlhorn, H.* : „Elektroerosive Genau-und Feinbearbeitung von Hartmetallschnittwerhzeugen" Fertigungstechnik und Betrieb Heft 3 — 1967.

[3] * * * : „Verfahrensunterlagen für den technologhischen Einsatz" ED Anlage Eropräzisa IV Impulsgenerator GE 6 — 07 VEB Steremat „Hermann — Schlimme" Berlin.

[4] *Solotych, B. N.* : „Physikalische Grundlagen der Elektrofunkbearbeitung von Metallen". VEB Verlag Technik Berlin 1955.

CZ : 621.35 : 621.313.12

Generator de impulsuri de tip izopuls pentru mașini de electroeroziune

Dr. ing Gheorghe **OBACIU**, dr. ing. Mircea **IVAN**, dr. ing. Gligor **RUSAN** — Universitatea din Brașov

Construcția generatorului și a sistemului de comandă a avansului

Generatoarele de impulsuri dirijate, care echipează în prezent mașinile de electroeroziune, se deosebesc mai puțin principial și oarecum mai mult în ceea ce privește modul de realizare. Există în momentul de față generatoare de tip izopuls sau izoenergetice, monopuls sau bipuls. Diferențele mici dintre principiile după care sînt constituite fac ca în general schemele lor bloc să se diferențieze — de asemenea — puțin, deosebiri esențiale apărînd doar în modul cum sînt realizate blocurile în mod separat.

In anul 1967 a fost realizată în catedra TCM din Brașov o primă variantă a unei mașini de electroeroziune, echipată cu un generator de impulsuri cu tuburi electronice. Mașină realizată posedă un generator de impulsuri, de tip izopuls, în întregime tranzistorizat. La baza proiectării ei a stat necesitatea realizării unei mașini de putere mijlocie cu o viteză de prelevare de cca 400 — 500 mm³/min., capabilă să utilizeze pentru electrodul sculă materialele cele mai răspîndite în acest scop : cuprul, grafitul și cuprul grafitat.

Generatorul propriu-zis de impulsuri este construit pe baza schemei bloc din figura 1. Oscilatorul de comandă 1 este de tip circuit basculant comandat în tensiune. Un asemenea tip de oscilator oferă posibilități largi de reglare obținînd impulsuri corecte din punctul de vedere al formei. Comanda basculării este realizată cu divizioarele de tensiune 2 și 3 separat pentru impuls (2) și pauză (3). Comutația este deci comandată prin valori ale tensiunii de deschidere a unor diode de tip zenner, ceea ce face ca stabilitatea duratelor

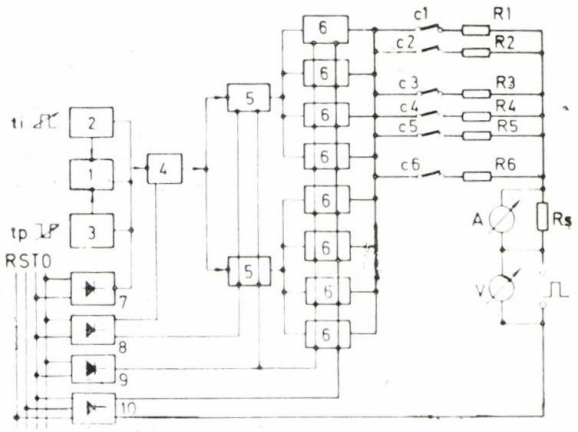


Fig. 1

să fie foarte mare chiar la eventuale fluctuații ale tensiunii de alimentare. Sfîrșitul impulsurilor respectiv pauzei se asigură de generatoarele de curent constant comandate de grupurile 2 și 3. Tensiunea de 13 V necesară acestor trei blocuri este asigurată de redresorul stabilit 7. Impulsurile formate sînt aplicate adaptorului de impedanță 4 a cărui intrare este de 1,5 K debitînd pe o sarcină de 0,200 K. Alimentarea lui, la tensiunea de 20 V se face de la redresorul 8 care asigură totodată și tensiunea de alimentare a blocurilor preamplificatoare 5. Rolul acestor preamplificatoare este de a mări puterea impulsurilor pînă la cea necesară excitării a cîte patru etaje finale legate în paralel. Bazele tranzistoarelor din etajele preamplificatoare și finale sînt polarizate cu o tensiune de 10 V, semnalul de comandă fiind aplicat prin diode zenner de 5 V. In acest mod se realizează o îmbunătățire a frontului anterior al impulsului care se va forma numai cînd tensiunea inversă pe diodă va depăși 15 V deschizînd-o și comandînd astfel numai în acest moment tranzistorul.

Viteza mare de creștere a frontului anterior este dictată de condiții ale fenomenului fizic al eroziunii electrice și a fost nul din factorii decisivi în alegerea schemei etajului prefinal și final. Cele două preamplificatoare comandă la rîndul lor cîte patru etaje finale (6) a căror ieșire comună se înseriază prin rezistoarele de limitare R1 . . . R6 cu electrozii sculă și piesă.

După cum se vede din schemă variația curentului mediu se face cu rezistoare de sarcină comune (R1, R6) comutabile cu contactoarele c1 . . . c6. Această variantă s-a ales ca urmare a unor avantaje care prezintă. In general curentul mediu se reglează prin modificarea puterii medii debitate, adică prin comutarea numărului de etaje finale legate în paralel. Deși această variantă este oarecum mai economică, ca urmare a cca 4—7 conexiuni se complică foarte mult aparatajul de comutare. In al doilea rînd, prin faptul că rezistoarele sînt comune pentru toate etajele, ele au o valoare a rezistenței de 8 ori mai mică, ceea ce le simplifică din punct de vedere constructiv. Dată fiind valoarea mică a rezistenței s-au putut folosi rezistoare sub formă de bară, lucru care a înlăturat necesitatea importării unor rezistoare de mică inductanță, dealtfel foarte scumpe.

Redresorul care alimentează blocurile finale (10) este de tip trifazat în punte, cu un filtru de netezire a pulsațiilor cu baterie de condensatoare în valoare totală de 25.000 mF.

Funcționarea corectă a mașinii, utilizînd optim generatorul, este posibilă numai dacă se realizează corespondența strictă între viteza de avans și de eroziune. Ori, cum aceasta din urmă nu este constantă în timp se impune existența unui mecanism de avans care să asigure o viteză continuă variabilă și să mențină astfel un interstițiu constant. S-a adoptat un mecanism cu acționare hidraulică și comandă electrohidraulică. Electrovalva 2, care comandă motorul hidraulic 1, este coman-

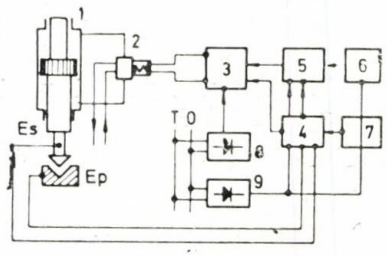


Fig. 2

dată la rîndul ei de către amplificatorul diferențial 3. Informația culeasă dintre cei doi electrozi sculă (Es) și piesă (Ep) se aplică comparatorului de prag 4 al cărui semnal de ieșire este aplicat celui de al doilea circuit de comparare 5. In acest mod se reglează separat pragul de la care impulsul este socotit drept scurtcircuit (comparatorul 4 cu elementul reglabil 7) și valoarea tensiunii de impuls optim (comparatorul 5 cu elementul reglabil 6).

Parametri constructivi și experimentali

Generatorul prezintă o gamă largă de reglare a duratelor pauzei și impulsului, adică între 3,6 — 2.100 μs în 15 trepte. Experimental s-a stabilit că factorul de umplere poate fi variat între 0,1 — 0,9. La raportul maxim, pe sarcină activă, și la treapta maximă de curent tranzistorii finali s-au încălzit la aproximativ 75°C, fără răcire, și la 40°C, cu răcire cu aer.

Incercarea generatorului s-a făcut static — cu încărcarea pe impedanță echivalentă — și în lucru, în condiții efective de prelucrare. La încărcarea simultană s-a stabilit protecția la străpungere a joncțiunilor tranzistorelor cu diode și grupuri RC. Cu aceeași ocazie a fost testat dispozitivul de comandă a avansului, stabilindu-se vitezele de apropiere, retragere și timpul minim de răspuns.

Incercările în sarcină normală s-au făcut prin prelucrarea oțelului POLDI 2002, călit la HRC 60, cu electrozi sculă confecționați din cupru electrolitic sau grafitat cu secțiunea de 100 mm², de formă circulară, pătrată și triunghiulară.

Dielectricul utilizat a fost un amestec de petrol (70 %) cu ulei de transformator (30 %).

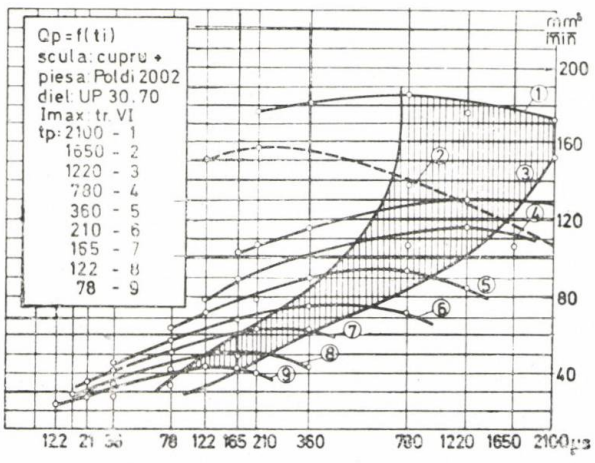


Fig. 3

Parametrii urmăriți au fost: productivitatea (Qp = mm³/min), uzura sculei (U_z = %), deformarea unghiulară a profilului (interioară, exterioară), rotunjirea profilului, tensiunea și intensitatea descărcării, numărul de descărcări active, etc. In figura 3 și 4 se prezintă diagramele de variație ale productivității (Qp) și uzurii (U_z) în funcție de durata impulsului (t_i) pentru diferite durate ale pauzei (t_p = ct). Curbele atestă funcționarea corectă a generatorului precum și valabilitatea metodicii de experimentare. Acest lucru este demonstrat atît de forma curbelor cît și de plasarea lor în spațiul delimitat de plajă de reglare a duratei impulsului, maximele de pro-

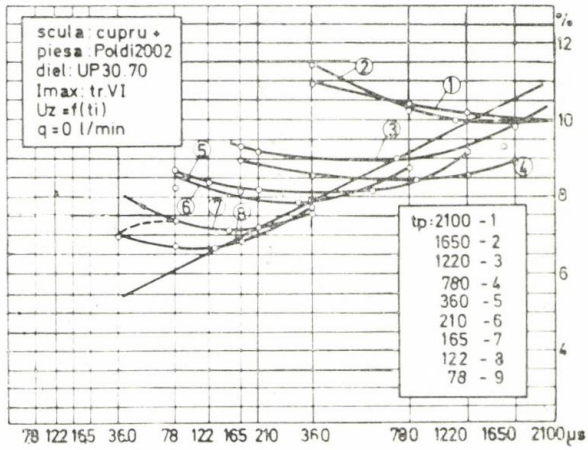


Fig. 4

ductivitate și minimele uzurii situîndu-se pe curbele comune. Tensiunea impulsurilor în descărcare a fost cuprinsă între 21—28 V la interstiții medii de max. 38 A. S-a constatat un foarte bun grad de utilizare a impulsurilor, valorile maxime atingînd 75—78 %. Acest lucru demonstrează eficiența sistemului de autoreglare a avansului. Experiențele s-au efectuat cu și fără spălarea interstițiului (q = 0/min) ea putînd fi realizată prin spălarea laterală, prin injecție, sau absorbție, în mod continuu sau intermitent. Frecvența spălării intermitente este reglabilă între 0,25 — 2 Hz.

Incercările foarte îndelungate și în condiții diferite efectuate pe generatorul construit au dovedit că soluțiile finale, rezultate în urma cercetării individuale a blocurilor componente, sînt corecte și potrivite scopului.

In afară de aceasta s-a demonstrat că utilizarea materialelor indigene în construcția generatoarelor de impulsuri este pe deplin posibilă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Obaciu, Gh.:* Contribuții la studiul proiectării mașinilor de electroeroziune. In : Construcția de mașini, nr 5, 1971.

[2] *Obaciu, Gh.:* Mecanism de avans cu comandă autoadaptivă electronică, pentru mașini de electroeroziune. In : Buletinul Institutului politehnic, Brașov, seria A, Vol. XII, 1970.

[3] *Obaciu, Gh.: Wertheim, R.:* Beitrag zum Studium der Bestimmung der Impulszahl bei der EDM. In : Buletinul Institutului politehnic Brașov, seria A vol. XIV — 1972.

CZ : 621.35 : 621.9.001.2

Calculul sculelor folosite la prelucrarea electrochimică

Prof. dr. ing. Dolphi **DRIMER**, ing. Georgeta **CUCULEANU** — Institutul Politehnic București

Precizia prelucrării electrochimice este influențată de un număr mare de factori dintre care se pot enumera : forma electrodului-sculă, constanta avansului unuia dintre electrozi, constanta tensiunii curentului folosit, mărimea intervalului de lucru, natura electrolitului, viteza de curgere a electrolitului prin spațiul de lucru, presiunea electolitului la intrarea și ieșirea din zona de lucru.

Dintre toți acești factori, forma electrodului — sculă care are un rol hotărîtor asupra perciziei de formă și dimensională a piesei prelucrate. De aceea, o etapă importantă în stabilirea tehnologiei de prelucrare a unei piese prin metoda electrochimică, este stabilirea formei electrodului — sculă problemă de a cărei rezolvare în parte se ocupă lucrarea de față.

Studiul inițial al formei electrodului — sculă se efectuează făcîndu-se următoarele ipoteze simplificatoare :

— rezistența electrică a piesei de prelucrat și a sculei este aceeași în orice punct și constantă în timp ;

— avansul unuia din electrozi este constant ceea ce determină păstrarea aceleiași valori a intervalului de lucru ;

— electrolitul nu își modifică în timp conductivitatea electrică ;

— viteza de curgere a electrolitului este suficient de mare și constantă, fapt care conduce la neglijarea pasivării .. anodului și creșterii temperaturii electrodului în intervalul de lucru, ca urmare a efectului caloric a curentului electric ;

— tensiunea curentului de alimentare este constantă în timp.

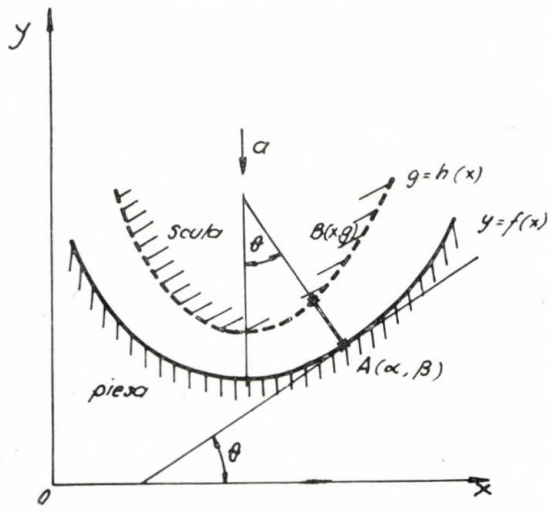


Fig. 1

Dizolvarea materialului piesei de prelucrat are loc normal la suprafața de prelucrat și viteza ei se calculează cu relația :

$$V_d = \frac{K\sigma(u - \Delta u)}{\rho m h}, \quad \text{cm/s} \qquad (1)$$

unde :

K — este echivalentul electrochimic al electrodului
σ — conductivitatea electrică a electrolitului ;
U — tensiunea de alimentare ;
Δu — căderile de tensiune datorate supratensiunii), căderile ohmice de la electrozi ;
ρm — densitatea materialului de prelucrat, gr/cm^3 ;
h — interval de lucru, cm.

Pentru studiul sculei se consideră condițiile de echilibru cînd viteza de dizolvare este egală cu avansul sculei, a. Intervalul de lucru, corespunzător acestei situații este :

$$he = \frac{K\sigma(u - \Delta u)}{\rho m \cdot a}, \quad \text{cm} \qquad (2)$$

Fie de prelucrat suprafața din figura 1 de ecuație $j = f(n)$. Un punct A de pe această suprafață se obține prin dizolvarea produsă de un punct B de pe sculă, după direcția normală la suprafața de prelucrat și care se găsește la o distanță egală cu intervalul de lucru. Pentru determinarea spațiului dintre cei doi electrozi în orice punct se aplică teoria cos θ adică :

$$h_A = \frac{he}{\cos\theta} \qquad (3)$$

cos θ se poate exprima în funcție de tg θ care reprezintă derivata funcției în punctul respectiv și anume :

$$\cos\theta = \frac{1}{\sqrt{1+\mathrm{tg}^2\theta}} \quad \frac{1}{\sqrt{1+f'_A(x)}} \tag{4}$$

Ținînd seama de cele spuse mai sus se scriu condițiile :

$$\begin{cases} \beta = f(\alpha) \\ \sqrt{(x-\alpha)^2+(g-\beta)^2} = he\sqrt{1+f'(\alpha)} \\ \dfrac{g-\beta}{x-\alpha} = -\dfrac{1}{f'(\alpha)} \end{cases} \tag{5}$$

din care prin eliminarea lui α și β se obține ecuația sculei.

In continuare se fac exemplificări pentru prelucrarea a trei forme de curbe : plană, parabolă și elipsă.

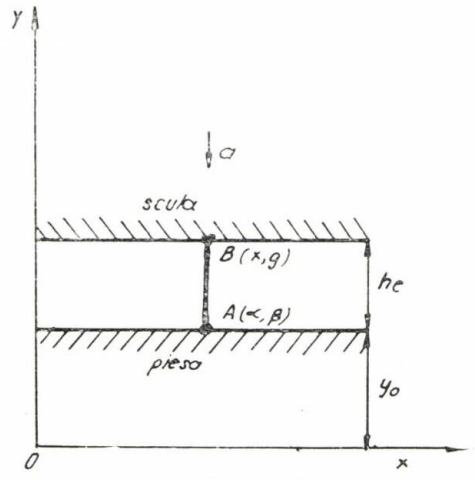


Fig. 2

Plană. Fie de prelucrat suprafața plană infinită din figura 2. Pentru obținerea ecuației sculei condițiile (5) devin ;

$$\begin{cases} \beta = y_0 \\ g-\beta = h_e \end{cases} \tag{6}$$

de unde ecuația sculei este :

$$g = y_0 + h_e \tag{7}$$

Relația arată că scula trebuie să fie tot plană paralelă cu suprafața de prelucrat.

Parabolă. Avînd de prelucrat o suprafață a unei piese a cărei ecuație este (fig. 3) :

$$y = ax^2 + bx + c \tag{8}$$

pentru determinarea ecuației sculei condițiile (5) sînt :

$$\begin{cases} \beta = a\alpha^2 + b\alpha + c \\ \sqrt{(x-\alpha)^2+(g-\beta)^2} = h_e\sqrt{1+(2a\alpha+b)^2} \\ \dfrac{g-\beta}{x-\alpha} = -\dfrac{1}{2a\alpha+b} \end{cases} \tag{9}$$

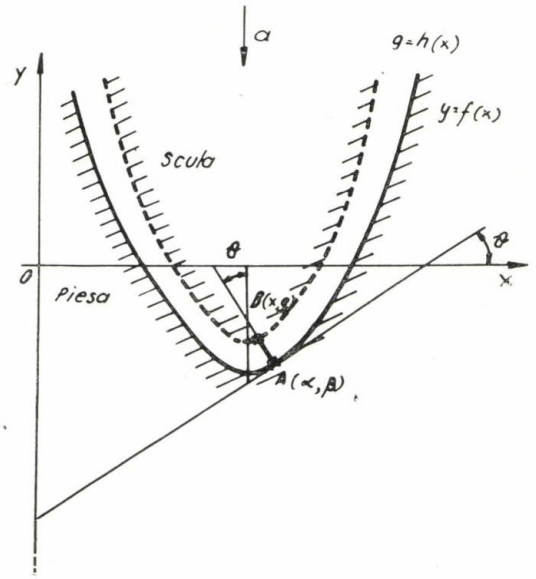


Fig. 3

Pentru eliminarea celor doi parametri se obține relația ;

$$g = \frac{a}{(1-2ah_e)^2}x^2 + \frac{b}{(1-2ah_e)^2}x + C + \tag{10}$$

$$+ h_e + h_e\frac{b^2(1-ah_e)}{(1-2ah_e)^2}$$

ce reprezintă ecuația sculei necesare pentru prelucrarea suprafeței (8) și care este tot o parabolă, ai cărei coeficienți sînt multiplicați față de coeficienții ecuației piesei cu același factor.

Ultimul termen al ecuației reprezintă corelația necesară datorită variației intervalului de lucru cu unghiul θ.

Elipsa. Fie de prelucrat elipsa de ecuație (fig. 4) :

$$n = a\cos t$$

$$j = b\sin t$$

Condiţiile (5) în acest caz sînt :

$$\begin{cases} \alpha = a\cos t \\ \beta = b\sin t \end{cases} \tag{11}$$

$$\sqrt{(x-\alpha)^2+(g-\beta)^2} = h_e\sqrt{\frac{a^2\sin^2 t + b^2\cos^2 t}{a^2\sin^2 t}} \tag{13}$$

$$\frac{g-\beta}{x-\alpha} = \frac{a\sin t}{b\cos t}$$

In urma eliminării parametrilor α şi β se obţine ecuaţia sculei care este :

$$\begin{aligned} x &= a\cos t + h_e\frac{b}{a}\operatorname{ctg} t \\ g &= b\sin t + h_e \end{aligned} \tag{13}$$

Ţinînd seama de condiţiile reale de lucru, elctrolitul se încălzeşte datorită efectului caloric al curentului electric, ceea ce determină

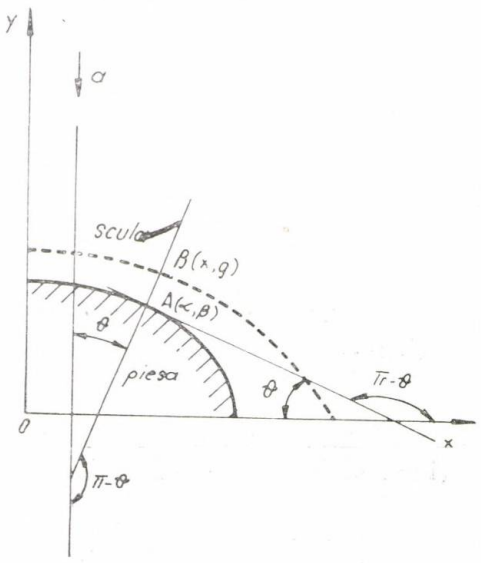


Fig. 4

variaţia conductivităţii lui în funcţie de temperatură şi implicit a spaţiului de lucru conform relaţiei (2), temperatura creşte odată cu creşterea lungimii suprafeţei prelucrate şi deci lungimea suprafeţei prelucrate va influenţa asupra mărimii spaţiului de lucru cum arată relaţia :

$$h_e = h_{e_0}\cdot e^{\frac{\alpha\cdot\sigma_0(u-\Delta u)^2\cdot l}{4{,}18\cdot\rho_e\cdot v_e\cdot h_{e_0}^2\cdot C}} \tag{14}$$

unde

h_{e_0} — este intervalul de echilibru stabilit iniţial cu relaţia (2) ;

α — coeficient de variaţie a conductivităţii electrolitului cu temperatura ;

σ_0 — conductivitatea electrolitică iniţială a electrolitului ;

l — lungimea suprafeţei prelucrate ;

ρ_0 — densitatea electrolitului ;

v_e — viteza de curgere a electrolitului ;

c — căldura specifică ;

4,18 — echivalentul caloric al lucrului mecanic.

Această relaţie va fi introdusă în ecuaţia sculei, avîndu-se astfel în vedere, influenţa parametrilor de lucru asupra formei sculei folosită la prelucrarea dată.

Rezultatele obţinute pentru determinarea ecuaţiei electrodului sculă necesar la prelucrarea unei suprafeţe ce are drept directoare o parabolă şi a uneia ce are drept directoare o elipsă au fost folosite la întocmirea unui program în anumite condiţii de temperatură, interval de lucru şi viteza de dizolvare. Astfel impunîndu-se ca temperatura electrolitului în zona de lucru să crească cu 10°C, interval de lucru să fie cuprins între (0,015 — 0,03) cm şi viteza de dizolvare, respectiv avansul sculei, de 0,02 cm/s, s-au obţinut pentru principalii parametrii de lucru valorile : — la prelucrarea parabolei de ecuaţie :

$$y = \frac{1}{2}x^2 - 4x + 6$$

$U = 41\,v$; $i = 257{,}79$ A/cm^2 ; $V_{elcctr.} = 492$ m/s ;

$h_e = 0{,}0182$ cm ; $C_{H2} = 0{,}6673\cdot 10^{-10}$

(concentraţia hidrogenului în spaţiul de lucru).

— la prelucrarea elipsei ;

$$\begin{aligned} x &= 4\cos t \\ y &= 2{,}5\sin t \end{aligned}$$

$$\text{pentru } t \in \left[a, \frac{\pi}{2}\right]$$

$U = 41$ V ; $i = 257{,}79$ A/cm^2 ;

$V_{elect,} = 756{,}3$ m/s ;

$h_e = 0{,}0182$ cm ; $C_{H_2} = 0{,}44429\cdot 10^{-11}$

Pentru aceşti parametri forma sculei diferă puţin faţă de forma de prelucrat, astfel teoria cos 0 se poate aplica pînă la unghiul $\theta = 80°$.

La prelucrarea aceleiaşi suprafeţe micşorîndu-se viteza de dizolvare, deci avansul sculei şi păstrîndu-se temperatura şi intervalul de lucru aceleaşi mărimi ca şi în cazul precedent s-au obţinut următorii parametri de lucru :

— pentru prelucarea parabolei :

$a_s = 0{,}00626$ cm/s ; $u = 25$ v ;

$i = 80{,}774$ A/cm^2

$v_{electr.} = 12{,}62$ m/s ; $C_{H2} = 0{,}1134\cdot 10^{-4}$

— pentru prelucrarea elipsei :

$$a_s = 0{,}00626 \text{ cm/s} ; \; U = 25 \text{ v} ;$$

$$I = 80{,}774 \text{ A/cm}^2 ;$$

$$V_{electr.} = 19{,}98 \text{ m/s} ; \; C_{H2} = 0{,}75392 \cdot 10^{-6}$$

In acest caz diferența formei celor doi electrozi (piesa de prelucrat și sculă) este mai mare, iar teoria „cos θ " se poate aplica pînă la valori $\theta = 75°$.

Din rezultatele expuse se pot trage următoarele concluzii :

— pentru asigurarea unei viteze de dizolvare mari, este necesară o densitate de curent mare și o viteză de circulație a electrolitului de sute de metri pe secundă ceea ce generează presiuni foarte mari ;

— vitezele de circulație și presiunile mari ale electrolitului fac ca influența hidrogenului asupra conductivității electrolitului să fie foarte mică, dată fiind concentrația extrem de redusă față de gradul de solubilitate al acestui gaz în electrolit. In acest caz conductivitatea electrolitului se modifică numai datorită impurificării lui cu celelalte produse rezultate din reacțiile ce au loc în spațiul de lucru ;

— precizia prelucrării este determinată de toți parametrii de lucru după cum arată relațiile (14, 7, 10, 13,) dar în special de circulația electrolitului care asigură aducerea în spațiul de lucru a electrolitului proaspăt și eliminarea din același spațiu a produselor secundare rezultate.

CZ : 621.35

Influența parametrilor tehnologici impuși de procesul electrochimic, asupra preciziei și productivității prelucrării

Ing. Eugeniu **POPA** — ICPTCM — București

Stabilirea influenței fiecărui parametru impus de procesul electrochimic, asupra formei, preciziei și productivității prelucrării electrochimice, are în vedere crearea unei baze de plecare, în elaborarea tehnologiei de prelucrare electrochimică.

Scurtarea ciclului în elaborarea tehnologiei este posibilă, în condițiile cunoașterii influenței fiecărui parametru asupra preciziei și productivității prelucrării, a interdependenței dintre parametrii de prelucrabilitate a diferitelor materiale precum și a utilajului de prelucrat electrochimic.

În procesul electrochimic, regimul electric și hidromecanic este nestaționar și determinarea analitică a parametrilor tehnologici se face aproximativ, dîndu-se indicații de pornire pentru experimentări în vederea determinării regimului optim.

Metoda analitică recurge la unele ipoteze simplificatoare ca tensiunea între electrozi, conductivitatea electrică a electrolitului, etc. ; deci temperatura și concentrația se presupun a fi constante. De asemenea, prelucrarea electrochimică se presupune că se desfășoară cu densitate de curent constantă. Aceste motive determină recurgerea la experimentări pentru corecția regimului de lucru.

Pentru început experimentările s-au făcut în condițiile soluției de NaCl la o prelucrare bidimensională folosind un regim reprezentativ ai cărui parametrii au fost menținuți constanți cu excepția parametrului a cărui influență se urmărește.

Influența interstițiului sculă-piesă asupra preciziei și productivității prelucrării electrochimice

Pornind de la relația teoretică ce definește interstițiul de lucru,

$$a = \frac{U \cdot \varkappa \cdot V_{sp}}{V_e}$$

unde :

$u = Ul - \Delta U$ — tensiunea de lucru ;
V_{sp} — viteza specifică de prelucrare ;
V_e — viteza de erodare electrochimică ;
$\varkappa$ — conductivitatea electrolitului,

se vede că precizia de prelucrare crește odată cu creșterea vitezei de erodare și totodată crescînd și productivitatea impune în acest caz un interstițiu de prelucrare mic. Elementul variabil rămîne doar viteza de erodare V_e, care va crește cu reducerea interstițiului de lucru. Variația vitezei de prelucrare electrochimică în funcție de mărimea interstițiului de lucru este prezentată în figura 1. Se observă că începînd cu interstițiul de 0,3 mm viteza de prelucrare are tendință de creștere rapidă. Pentru interstiții de lucru mai mari de 0,3 mm, viteza de prelucrare are o creștere lentă, iar la interstiții de lucru peste 0,5 mm să nu aibă creșteri însemnate, tinzînd către o valoare constantă. Concluzia este că prelucrarea electrochimică devine interesantă și economică pentru interstiții de lucru mai mici de 0,3 mm.

Faptul că viteza de prelucrare electrochimică are o variație neînsemnată pentru interstiții de lucru mai mari de 0,5 mm se datorește în principal, fenomenului de reducere a densității de curent și dizolvarea cu viteză inegală a componenților aliajului respectiv.

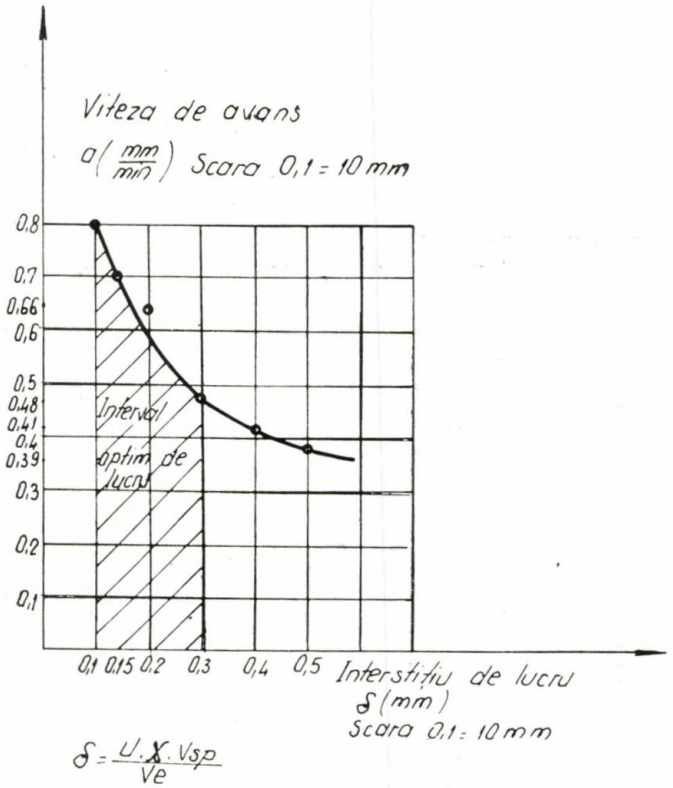


Fig. 1 Variația vitezei de prelucrare electrochimică, funcție de mărimea interstițiului

Influența temperaturii electrolitului asupra preciziei și vitezei de prelucrare electrochimică

Menținerea temperaturii electrolitului în timpul prelucrării, într-un anumit interval optim determinat experimental, are o mare influență asupra interstițiului de lucru și deci asupra preciziei de prelucrare. Viteza crește odată cu creșterea temperaturii, prin creșterea intensității curentului datorită conductibilității mai ridicate a electrolitului.

Însă la o temperatură ridicată, nu se poate lucra cu interstițiu mic (sub 0,1 mm) datorită tendinței de scurtcircuit, iar interstițiul de lucru mare duce la scăderea preciziei prelucrării. Pe de altă parte, variația temperaturii în timpul lucrului duce la variația densității de curent, deci la înrăutățirea preciziei dimensionale, mergînd uneori pînă la rebutarea piesei. La temperatura de 65° C nu s-a putut lucra decît cu interstițiul de lucru de 0,6 mm din cauza tendinței puternice de scurtcircuit ca urmare a conductibilității ridicate a electrolitului, deci creșterea intensității ridicate a curentului.

Metoda de reducere a curentului prin reducerea tensiunii de lucru nu poate fi luată în considerație pe motivul că un anumit material permite o anumită tensiune pentru obținerea unei suprafețe corespunzătoare calitative.

În figura 2 se reprezintă grafic variația abaterii de la forma geometrică și variația vitezei funcție de temperatura electrolitului. Se observă că prelucrarea la temperatura de 22° C iese din legea de variație a vitezei de avans, ceea ce demonstrează că procesul electrochimic nu se poate desfășura în condiții normale la temperaturi joase în urma experimentărilor rezultă temperatura minimă de lucru 30° C.

De asemenea, prelucrarea la temperaturi ridicate duce la scăderea preciziei de prelucrare prin obligativitatea creșterii interstițiului de prelucrare, pentru eliminarea tendinței de scurtcircuit.

Intervalul optim de lucru stabilit experimental este de 30°—40° C, atît ca productivitate cît și ca precizie de prelucrare. Important este că temperatura de lucru aleasă în acest interval, să se mențină constantă cu o variație de $\pm 2°$ C.

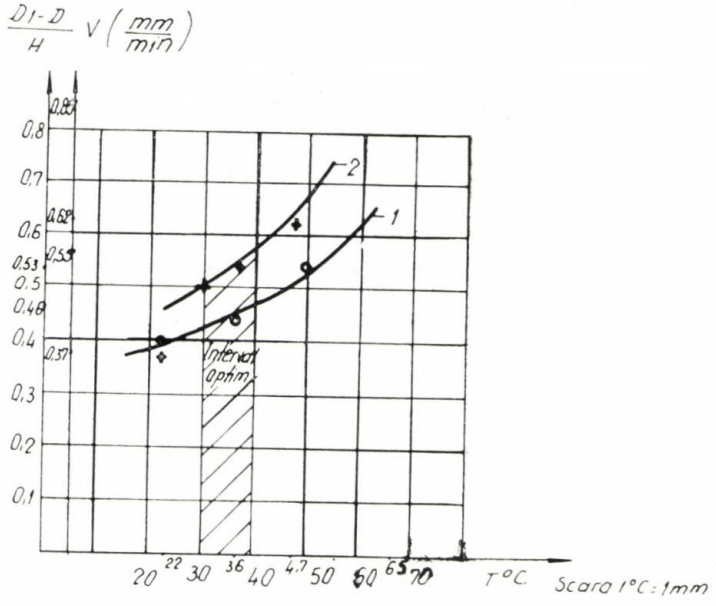


Fig. 2 Influența temperaturii electrolitului asupra preciziei și vitezei de prelucrare electrochimică. 1. Abaterea 2. Viteza de avans.

Influența presiunii electrolitului asupra vitezei de prelucrare electrochimică

Randamentul prelucrării electrochimice depinde în mare măsură de presiunea și debitul electrolitului trimis în spațiul de lucru. In afara funcțiunii principale de a asigura trecerea curentului electric prin intermediul căruia se produc și fenomene electrochimice, electrolitul mai are și rolul de :

— înlăturare a reziduurilor prelucrării (hidroxizii metalici din spațiul de lucru) ;

— diminuare a fenomenului de pasivare a suprafeței de prelucrat prin creșterea presiunii de lucru ;

— distrugere a bulelor de gaze (în caz contrar apar striațiuni pe suprafața de prelucrat) ;

— prelucrare a căldurii dezvoltate în timpul procesului de prelucrare, protejînd în felul acesta scula și piesa la supraîncălzire, mai ales în cazul prelucrării cu densități mari de curent.

Experimentările făcute pentru stabilirea influenței presiunii asupra prelucrării electrochimice sînt prezentate în figura 3. Pe lîngă faptul că aceste exeperimentări au un caracter tehnologic de optimizare a regimului de lucru, se pot trage și concluzii asupra condițiilor care trebuie îndeplinite de sistemul de pompare. Rezultatele experimentărilor au arătat că presiunea are o influență mică asupra preciziei de prelucrării.

Aceasta înseamnă că și la presiune mică, deci la viteze mai mici ale electrolitului în spațiul de lucru, bulele de gaze sînt distruse, pentru că, în general, curgerea electrolitului este turbulentă.

Creșterea presiunii de lucru are însă o influență directă asupra randamentului prelu-

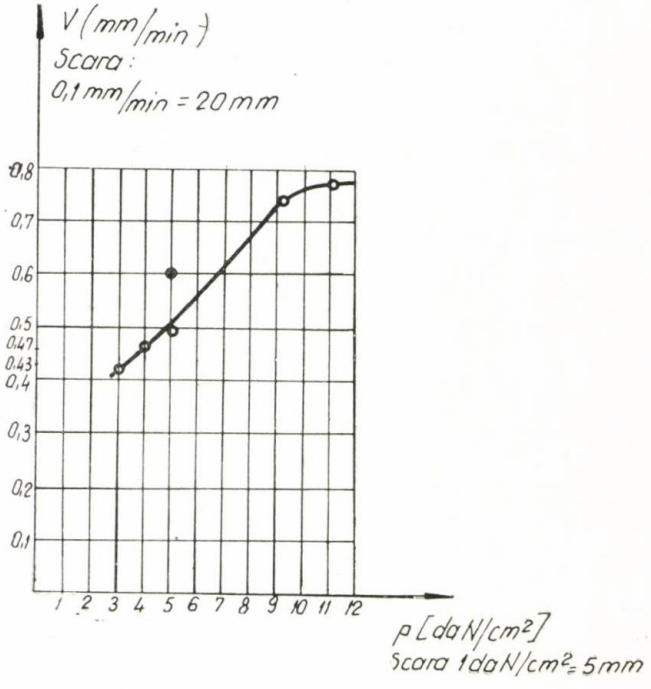


Fig. 3 Variația vitezei de prelucrare, funcție de presiunea electrolitului

crării prin creşterea intensităţii curentului şi deci a vitezei de avans. Explicaţia este că o presiune mai mare diminuează pasivizarea suprafeţei de lucru şi elimină rapid reziduurle prelucrării care ar duce la apariţia de scurt-circuite.

Important este de a menţine presiunea şi debitul constante în timpul prelucrării. Se pune problema, însă, care este limita de presiune în cadrul prelucrării unei piese oarecare. Se obsearvă că pînă la 9 daN/cm² viteza de prelucrare prezintă creşteri însemnate după care rămîne constantă. Explicaţia constă în fapul că, de la o anumită presiune, gradul de depasivare nu mai poate fi mărit şi deci intensitatea curentului pentru suprafeţe constante, sau densitatea de curent pentru suprafeţe variabile, rămîne constantă.

Experimental s-a demonstrat că presiunea calculată în urma debitului de electrolit care trebuie să preia toată căldura degajată ca urmare a efectului Joulle, este suficientă şi pentru depasivarea hidrodinamică a suprafeţei de lucru.

Influenţa concentraţiei electrolitului asupra preciziei şi productivităţii

Experimentările privind concentraţia electrolitului au avut în vedere unele recomandări din literatura de specialitate privind prelucrabilitatea diferitelor categorii de oţeluri. In acest sens s-au efectuat probe pentru patru concentraţii de electrolit. Viteza de avans creşte cu concentraţia şi ar da indicaţia folosirii unei concentraţii de electrolit mai mare pentru obţinerea unei productivităţi ridicate.

Se preferă concentraţii mai mici pentru un control mai bun al prelucrării privind interstiţiul frontal şi lateral. De asemenea, calitatea suprafeţei este influenţată de concentraţia electrolitului. Pentru materialul luat în studiu se recomandă o concentraţie de 12%.

Concentraţia electrolitului este proprie fiecărei grupe de materiale, care au o compoziţie chimică asemănătoare şi elementele de aliere nu au variaţie procentuală prea mare.

Influenţa tensiunii şi a densităţii de curent asupra preciziei şi productivităţii prelucrării

In figura 4, se prezintă graficul de variaţie a vitezei de prelucrare şi a densităţii de curent. Aceste experimentări au dus la concluzia că prelucrarea electrochimică se desfăşoară în condiţii normale reglînd tensiunea în intervalul 10 ... 17 V. Sub 10 V, procesul electrochimic nu se desfăşoară normal; se vede şi din graficul din figura 4 cum densitatea de curent şi viteza de avans ies din legea de va-

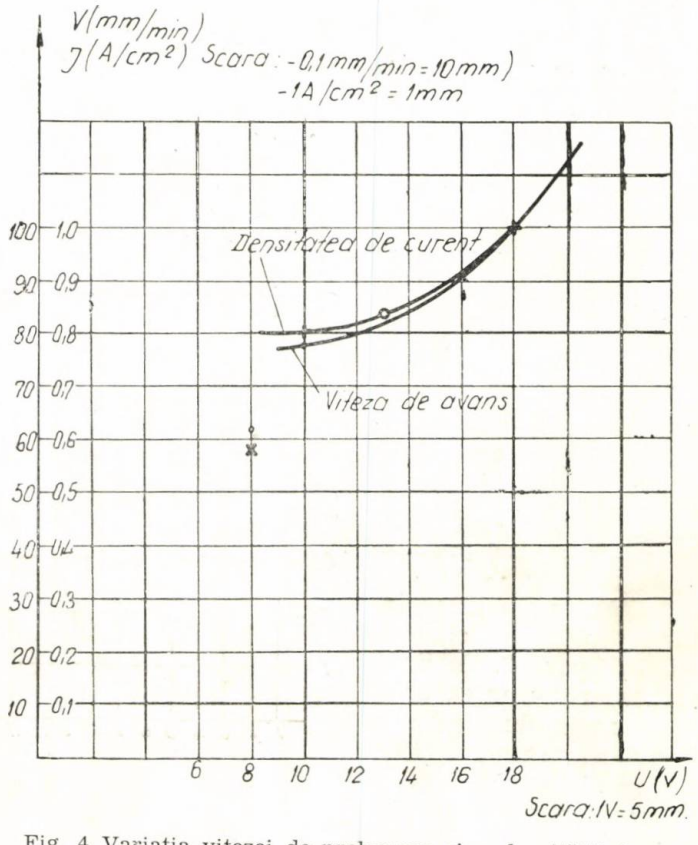


Fig. 4 Variaţia vitezei de prelucrare şi a densităţii de curent, funcţie de tensiune.

riație în cazul tensiunii de 8 V. La tensiunea sub 10 V calitatea suprafeței nu corespunde, prezentînd ciupituri.

Dacă se lucrează peste 17 V atunci procesul electrochimic devine intens, apare pericolul de scurtcircuit pentru interstiții mici și calitatea suprafeței va fi necorespunzătoare. Important este de a menține tensiunea constantă în timpul prelucrării electrochimice (indiferent de mărimea suprafeței de lucru) pentru menținerea interstițiului constant și desfășurarea prelucrării sub aceeași densitate de curent. Sursele de curent continuu se execută cu stabilizarea tensiunii cerință impusă de posibilitatea obținerii unei precizii de prelucrare ridicată.

Influența tensiunii asupra preciziei și productivității prelucrării mai ales în cazul prelucrării cu electroliți pasivizanți, așa cum se prezintă și în unele lucrări de specialitate și din experimentările noastre ; o deosebită importanță o are pulsația tensiunii. Se presupune că acest fenomen este legat de pragul de polarizare și pasivizare a materialelor supuse prelucrării.

Concluzii

Influența parametrilor tehnologici impuși de procesul electrochimic asupra formei, preciziei și productivității prelucrării electrochimice are o importanță deosebită în stabilirea regimurilor de prelucrare.

In prelucrarea electrochimică cu depasivare hidrodinamică, parametrii care influențează direct acest fenomen sînt presiunea electrolitului și interstițiul de prelucrare.

Caracteristicile electrolitului (compoziții, concentrații, temperatura) au o influență asupra preciziei și productivității prelucrării.

Tensiunea de lucru influențează atît productivitatea cît și calitatea suprafeței prelucrate.

Bineînțeles că regimul de lucru stabilit, corelat cu o sculă corect realizată ca formă, dimensiuni și modul de dirijare a fluxului de electrolit, contribuie la afirmarea prelucrării electrochimice.

CZ : 621.35 : 669.14.018.4.001.2

Prelucrarea electrochimică a suprafețelor de revoluție și a suprafețelor plane la piesele confecționate din oțel refractar românesc 40 Mo S C 100

Prof. dr. ing. Dolphi **DRIMER**, șef lucrări dr. ing. Mihai **MINCĂ** — Institutul Politehnic București

Conform principiului fundamental al procesului de disociere anodică, uzura electrodului nu este posibilă, dimpotivă, tendința este spre depunerea metalului pe catod, ceea ce se evită prin compoziția și circulația electrolitului astfel încît cationii H^+ prezenți în apă să se depună pe catod, în locul cationilor metalici din soluție. Prin descărcarea cationilor H^+ se formează hidrogenul gazos H_2, care se degajă și este evacuat de electrolitul sub presiune.

La prelucrarea electrochimică viteza absolută a prelucrării nu este limitată, deoarece debitul de material prelevat (suprafața zonei de prelucrare $\times$ viteza de pătrundere a electrodului) depinde de puterea electrică disponibilă, și de circulația și natura electrolitului ales. În general, viteza de pătrundere a electrodului poate varia de la cîteva zecimi de mm/minut pînă la 1 sau 2 cm/minut.

Avînd în vedere principiile generale ale prelucrării și efectuînd un număr mare de experiențe prin folosirea a mai multor tipuri de electroliți cu diverse concentrații și a diferitelor forme de electrod se constată (la prelucrarea oțelului românesc 40 Mo SC 100) următoarele :

— prin folosirea electrolitului cu Na Cl în concentrații de (5—20) % se obține o calitate nesatisfăcătoare a suprafețelor frontale datorită unor zone nedizolvate care diminuează foarte mult și cantitatea de material prelevat ;

— folosind un alt electrolit universal ca azotatul de sodiu ($NaNO_3$) în concentrație de la 5% la 20% se asigură o dizolvare uniformă pe întreaga suprafață cu un ritm de dizolvare constant.

Concentrația optimă care corelează productivitatea cu calitatea suprafețelor și precizia de reproducere, este de $\simeq$ 15%. Prelucrarea s-a efectuat prin folosirea următorilor parametri tehnologici :

— tensiunea — U = 10 [V] ;
— intensitatea — $I = f$ (S) ;
— densitatea curentului — J = (0,40—0,42) A/mm^2
— viteza de avans — W = (0,32 — 0,35) mm/minut ;
— suprafața prelucrată : S = 314 mm^2 ;
— presiunea electrolitului p = 10 daN/cm^2 ;
— spațul frontal dintre sculă și piesă : a_g = variabil ;

— spațul lateral sculă și piesă a_n = (0,15—0,2) mm ;

— temperatura electrolitului din zona de lucru T (35—40)°C.

Pentru întocmirea procesului tehnologic la prelucrarea suprafețelor de revoluție și a suprafețelor plane, etapele de calcul și relațiile folosite la determinarea parametrilor tehnologici sînt date mai jos.

Pentru suprafețe cilindrice

a) Interstițiul frontal optim a_g calculat din punct de vedere electric este :

$$a_g = \frac{U \varkappa}{W} \cdot V_{sp} = \frac{10 \cdot 200 \cdot 10^{-4}}{0{,}32} \cdot$$

$$\cdot 1{,}98 = 0{,}108 \text{ (mm)} ;$$

unde :

V_{sp} = volumul specific al materialului prelevat [mm³/AS] :

$\varkappa$ — conductivitatea soluției de electrolit [m s/cm].

b) Interstițiul lateral este :

$$a_n = \sqrt{2 \cdot a_g \cdot b} = \sqrt{2 \cdot 0{,}108 \cdot 0{,}5} = 0{,}34 \text{ [mm]},$$

în care b = lățimea suprafeței laterale active a sculei.

c) Debitul de electrolit se calculează din relația :

$$Q = \left(\frac{\Delta P \cdot a_n^3}{12 \eta H} - \frac{W}{2} a_n \right) \cdot \pi \cdot d' =$$

$$= \left(\frac{9{,}3 \cdot 0{,}34^3}{12 \cdot 10^{-3} \cdot 20} - \frac{0{,}32}{2} \cdot 0{,}34 \right) \cdot$$

$$\cdot 3{,}14 \cdot 8{,}1 = 38 \text{ cm}^3/\text{s}, \text{ unde :}$$

d' este diametrul suprafeței de ieșire a electrolitului în zona de lucru ;

ΔP — diferența de presiune între presiunea la intrare a electrolitului și presiunea la ieșirea lui în zona de lucru [daN/cm²] ;

H — adîncimea totală de pătrundere a sculei în piesă ;

η — vîscozitatea dinamică.

d) Viteza de circulație a electrolitului rezultă din relația debitului de electrolit care parcurge zona de lucru :

$$Q = s \cdot u = \pi \cdot d' \cdot a_g \cdot u \rightarrow u = \frac{Q}{\pi \cdot d' \cdot a_g} =$$

$$= \frac{38}{3{,}14 \cdot 8{,}1 \cdot 0{,}108} = 13{,}8 \text{ m/s}$$

e) Interstițul frontal optim calculat din punct de vedere hidrodinamic :

$$a_l = \frac{5d}{\sqrt{Re}} = \frac{5d}{\sqrt{\frac{u \cdot l}{\nu}}} = \frac{5 \cdot 0{,}20}{\sqrt{\frac{13{,}8 \cdot 0{,}020}{10^{-6}}}} =$$

$$= 0{,}109 \text{ [mm]}, \text{ unde :}$$

d este diametrul activ al sculei cu care se prelucrează ;

l — lungimea spațiului de lucru străbătut de electrolit ;

ν — vîscozitatea cinematică.

f) Intensitatea curentului :

$$I = \xi \frac{U \cdot \varkappa \cdot S}{a_g} = 0{,}3 \frac{10 \cdot 175 \cdot 10^{-4} \cdot 314}{108} \cong 150 \text{ [A]}$$

unde, ξ este coeficientul de pierderi de energie în spațiul de lucru.

g) Densitatea de curent :

$$J = \frac{I}{S} = \frac{150}{314} = 0{,}466 \text{ [A/mm}^2\text{]} ;$$

h) Schimbarea densității electrolitului ρ_e, la parcurgerea zonei de lucru :

$$\rho_e = \rho_{e0} + \frac{K \cdot \varkappa \cdot U \cdot x}{a_g^2 \cdot u} =$$

$$= 1{,}0988 + 0{,}0123 = 1{,}1011 \text{ [g/cm}^3\text{]},$$

unde :

ρ_{e0} — densitatea inițială a electrolitului [g/mm³] ;

K — coeficient, care ține seama de condițiile prelucrării ;

x — proiecția spațiului parcurs de soluția de electrolit în porțiunea străbătută de curent ;

$\varkappa$ — conductivitatea electrolitului la T_0.

Din calculele efectuate și din rezultatele practice se constată că densitatea inițială a electrolitului crește odată cu creșterea suprafeței care se prelucrează.

i) Schimbarea temperaturii T a soluției de electrolit de-a lungul zonei de lucru :

$$T = T_0 + \frac{0{,}24 W^2 \varkappa}{\rho_{e0} \cdot \varkappa V_{sp} C \cdot u} =$$

$$= 35 + 0{,}3798 = 35{,}3798 \text{ °C, unde}$$

$\rho_{e0} = 1{,}0988$ gr/cm² la temperatura de 35°C și concentrația de 15 %, iar C = 0,870 [cal/g °C] reprezintă căldura specifică a electrolitului.

Pentru suprafețe plane

Calculele efectuate mai sus în vederea întocmirii procesului tehnologic de prelucrare a suprafețelor cilindrice sînt valabile în general și în cazul prelucrării suprafețelor plane cu unele particularități cum ar fi în cazul vitezei de curgere a electrolitului :

$$u = \alpha_D \sqrt{\frac{2g}{\gamma} \Delta P} = 0{,}46 \sqrt{\frac{2 \cdot 9{,}81}{10^3} \cdot 9{,}5 \cdot 10^4} \cong$$

$$\cong 20 \text{ [m/s]},$$

unde :

α_D — este coeficientul de pierderi pentru viteză în conducte și în zona de lucru ;
g — accelerația gravitației ;
γ — greutatea specifică.

Calculul debitului de electrolit ce se scurge în zona de lucru :

$$Q = s \cdot u = \pi \cdot d'_2 a_g \cdot \alpha_D \sqrt{\frac{2g}{\gamma}} \Delta P =$$

$= 3{,}14 \cdot 0{,}5 \cdot 0{,}0105 \cdot 20 \cdot 10^2 = 33{,}2$ [cm³/s], unde d'_2 este diametrul fantei de teșire a electrolitului.

In scopul stabilirii preciziei dimensionale și a calității suprafețelor s-au făcut încercări cu electrozi din alamă Am 63 cu diferite forme ale zonei active după cum rezultă și din figura 1, (a, b) și figura 2 (a, b).

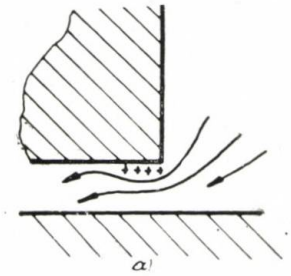


Fig. 1a

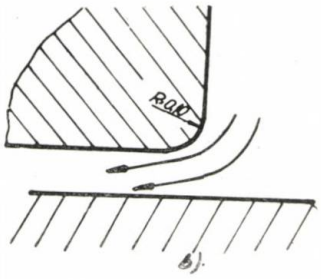


Fig. 1b

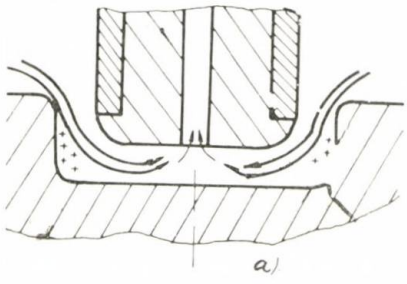


Fig. 2a

Analizînd suprafețele obținute în funcție de circulația electrolitului și forma suprafeței active a sculei se pot constata următoarele :

— la prelucrarea suprafețelor plane cu introducerea laterală a electrolitului în spațiul de lucru, se constată că în zona 1 a electrodului sculă nu are loc o depasivare hidrodinamică, ceea ce conduce la o diminuare a

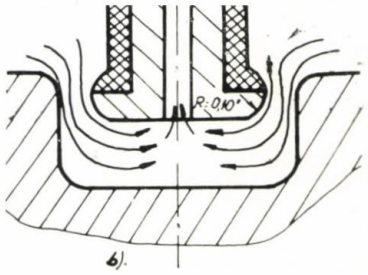


Fig. 2b

procesului de dizolvare și o suprafață cu supraînălțări în zona respectivă (porțiuni nedizolvate uniform). Pentru remedierea acestui defect s-a proiectat scula cu muchiile rotunjite a electrodului cu o depasivare pe întreaga suprafață a sculei și a piesei și deci implicit se asigură o precizie bună de reproducere și o calitate bună a suprafeței prelucrate (fig. 1 a, b) ;

— la prelucrarea suprafețelor cilindrice cu introducere laterală a electrolitului se constată că în zona 1 reducerea este neuniformă tot datorită curgerii electrolitului și depasivării hidrodinamice necorespunzătoare. Pentru înlăturarea dezavantajului din figura 2 a, s-a proiectat și executat un electrod cu partea activă ca în figura 2 b, care asigură obținerea unei reduceri uniforme de material deci o productivitate bună însoțită de o reproducere și o calitate a suprafețelor corespunzătoare.

Concluzii

— Calculul teoretic privind determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică sînt în concordanță cu rezultatele practic obținute la proiectare ;

— interstițiul frontal optim a_g calculat din punct de vedere electric este ceva mai mic decît interstițiul frontal a_1 calculat din punct de vedere hidrodinamic, de aceea pentru asigurarea unei scurgeri corespunzătoare a electrolitului se recomandă alegerea interstițiului a_1 calculat din punct de vedere hidrodinamic, în scopul obținerii unei depasivări hidrodinamice corespunzătoare, care asigură o productivitate bună însoțită de o precizie dimensională și o calitate a suprafețelor corespunzătoare.

— densitatea electrolitului ρ_e și temperatura T din zona de lucru, cresc odată cu creșterea spațiului străbătut de electrolit în interstițiul sculă-piesă. Acest rezultat ne conduce la ideea că odată cu creșterea suprafeței care se prelucrează este necesar să crească și spațiul dintre sculă și piesă, precum și presiunea de intrare a electrolitului în zona de lucru, în scopul creșterii debitului de electrolit pentru menținerea unei temperaturi și a unei densități optime în zona de lucru ;

— din partea a doua a lucrării, se constată că forma suprafeței active a electrodului sculă, are o importanță deosebită în asigurarea unei creșteri uniforme a preciziei dimensionale și a calității suprafețelor prin asigurarea unei depasivări hidrodinamice corespunzătoare.

CZ : 621.35 : 669.14 : 001.2

Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică a oțelului de matrițe Mo CN 15

Dr. ing. Mircea **IVAN**, dr. ing Gligor **RUSAN** — Universitatea din Brașov
Ing. Valeriu **GHELASE** — Intreprinderea de autocamioane Brașov

Introducere

Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică a suprafețelor simple, cilindrice, conice și poligonale, precum și a celor complexe, necesită stabilirea în prealabil a datelor electrochimice de bază ale materialului în care are loc prelucrarea. Aceste date s-au obținut pe o instalație complexă de prelucrare electrochimică, realizată în laboratorul polifuncțional al catedrei T.C.M., Universitatea din Brașov, și predată Intreprinderii de autocamioane Brașov. S-a folosit și dispozitivul de cercetare a cărui schemă de principiu se prezintă în figura 1.

Dispozitivul de cercetare este compus din carcasa 1, bucșele 2 și 3 executate din material izolant și bucșa cu guler 5, în care se află șurubul cu pas fin 6. Cu ajutorul acestui șurub și a unei pîrghii, la capătul căreia se găsește un comparator cu precizie de 1 μm, s-a măsurat după prelucrare, interstițiul de lucru. Materialul de încercat 4 (MoCN15), sub forma unei bare rectificate la diametrul de 20 mm, s-a legat la sistemul de avans al instalației de prelucrare și la polul pozitiv al generatorului de curent continuu al acestuia. Bucșa 5 s-a legat de polul negativ al aceluiași generator. In bucșa 2 s-a executat un canal de alimentare cu lățimea de 20 mm și adîncimea de 1 mm. Inițial s-a reglat presiunea p_i și temperatura T_i a electrolitului la intrarea în dispozitvul de cercetare, precum și tensiunea de lucru U. Acești parametri au fost apoi menținuți constanți în tot timpul experimentărilor.

Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică a oțelului de matrițe Mo CN 15, folosind soluții nepasivizante de Na Cl

Vitezele de avans (prelucrare), la prelucrarea electrochimică, nu depind de duritatea materialului prelucrat ci numai de compoziția chimică a acestuia, care determină echivalentul general al prelucrării.

Pentru stabilirea vitezelor de avans la prelucrarea electrochimică a oțelului Mo CN 15 este necesar să se determine dependența dintre densitatea de curent și viteza de avans la prelucrarea acestui oțel.

Cu ajutorul dispozitivului de cercetare prezentat și al unei epruvete cu diametrul de 20 mm, s-au făcut prelucrări cu diferite viteze de avans în intervalul 0,28 — 2 mm/min.

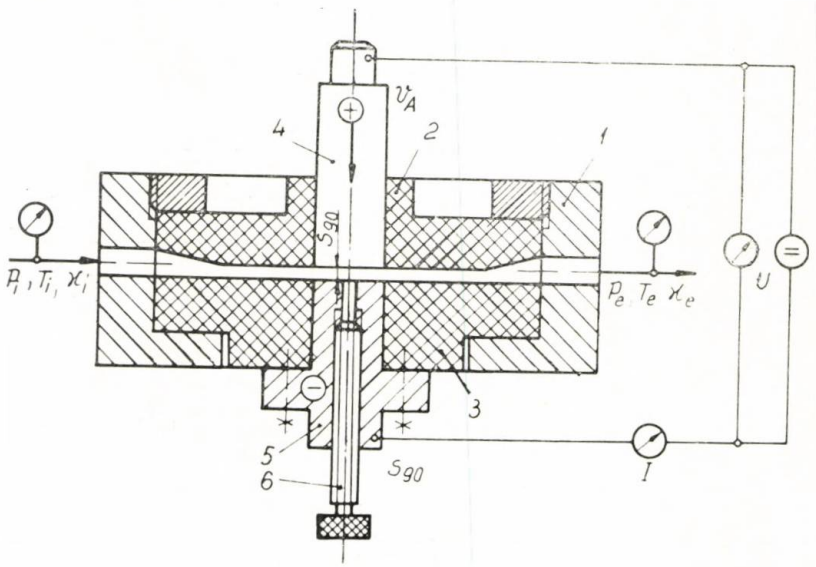


Fig. 1 Schema dispozitivului de cercetare.

Pentru fiecare viteză de avans s-a măsurat curentul absorbit și, ținînd cont de suprafața frontală a epruvetei, s-a calculat densitatea de curent. S-au utilizat următorii parametri :

— tensiunea de lucru $U = 17{,}5$ V ;

— temperatura electrolitului la intrarea în zona de lucru 308°K ;

— presiunea electrolitului la intrarea în zona de lucru $p_i = 12$ daN/cm² ;

— presiunea electrolitului la ieșirea din zona de lucru $p_e = 3$ daN/cm² ;

— soluția de electrolit pe bază de NaCl cu concentrație 12 %. Această soluție la temperatura de 308°K are conductibilitatea specifică, $\varkappa = 164$ mmS/cm.

Rezultatele experimentărilor sînt prezentate în figura 2.

Se constată că dependența dintre densitatea de curent I și viteza de prelucrare V_A se prezintă sub forma unei linii drepte ce trece prin origine, a cărui ecuație este :

$$V_A = V_{ef} \cdot J \qquad (1)$$

V_{ef} reprezintă volumul specific de material și este o caracteristică de bază a prelucrării electrochimice. Pentru oțelul Mo CN 15 $V_{ef} = 2{,}46$ mm³/A. min.

Pornind de la suprafața efectivă ce trebuie prelucrată și de la capacitatea generatorului de curent continuu al instalației electrochimice se determină densitatea de curent și apoi cu ajutorul lui V_{ef} se determină viteza de avans.

La prelucrarea suprafețelor mici, urmînd acest mod de calcul, se obțin densități mari de curent care ar conduce la viteze mari de prelucrare și deci la interstiții de lucru foarte mici. La aceste interstiții foarte mici pericolul de scurtcircuitare dintre piesă și electrodul sculă este mare, putîndu-se astfel distruge electrodul sculă. Din această cauză, în funcție de posibilitățile de filtrare oferite de instalația de prelucrare electrochimică, se limitează mărimea interstițiului la o valoare optimă de 0,25—0,3 mm, care asigură o viteză de prelucrare ridicată și un pericol de scurtcircuitare mic [1].

Pentru stabilirea mărimii interstițiului frontal S_{90}, la prelucrarea oțelului de matrițe Mo CN 15, folosind soluții de Na Cl, este necesar să se determine căderea de tensiune în soluția de electrolit U_L. Această cădere de

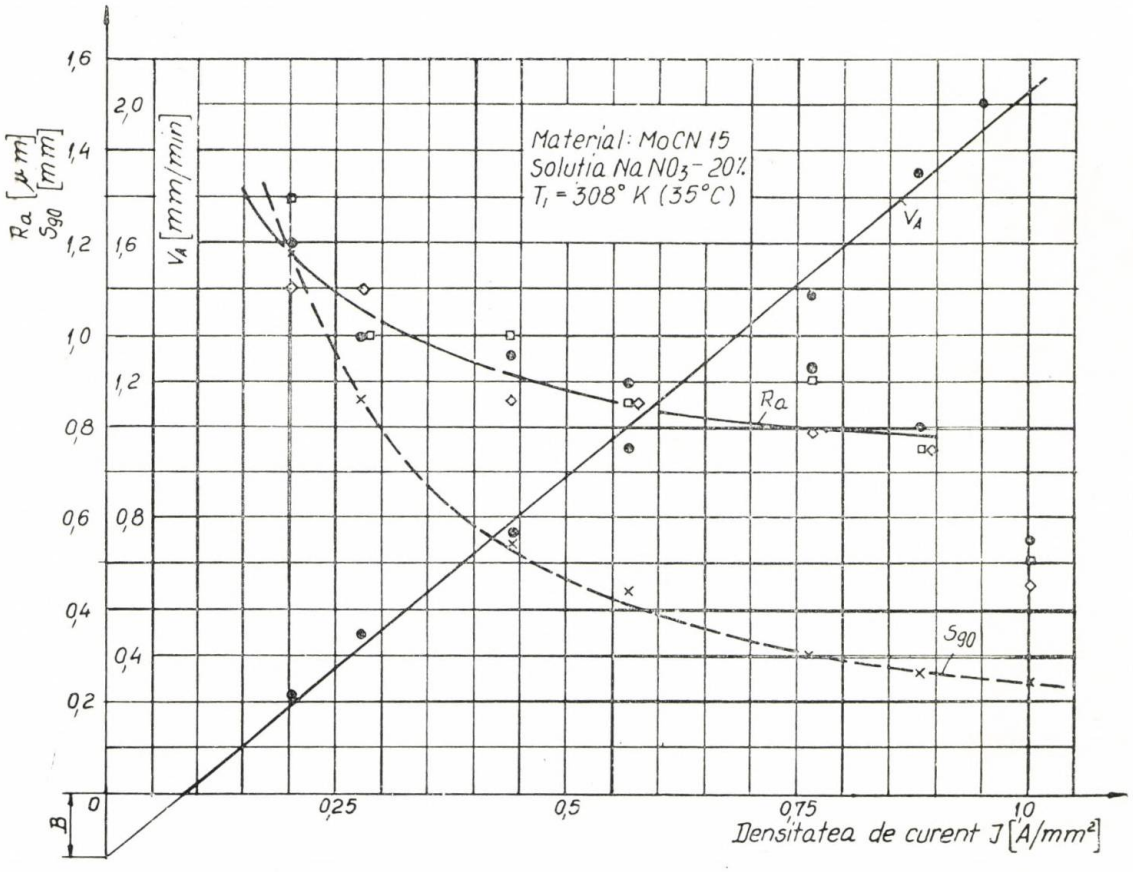


Fig. 2 Dependența vitezei de prelucrare V_A, a mărimii interstițiului frontal S_{90} și a rugozității suprafeței de mărimea densității de curent la prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de Na Cl

tensiune se obține, cunoscîndu-se tensiunea de polarizare U_{pol} și căderea de tensiune datorată pasivizării U_p. Pentru prelucrarea electrochimică cu soluții de Na Cl, $U_p = 0$.

Tensiunea de polarizare U_{pol} se determină experimental, cu dispozitivul de cercetare din figura 1, prin măsurarea mărimii interstițiului frontal S_{90} la diferite valori ale tensiunii de lucru U, aplicate cuplului electrod sculă-piesă. Determinările au fost făcute pentru două viteze de avans (0,37 și 0,72 mm/min.) și 7 tensiuni diferite aplicate electrozilor (fig. 3).

Punctele măsurate se găsesc pe o linie a cărei interstiție cu axa absciselor determină tensiunea de polarizare U_{pol}. Rezultă că pentru prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de Na Cl și electrozi de alamă $U_{pol} = 1{,}8$ V.

Cu ajutorul acestei tensiuni se poate calcula interstițiul frontal S_{90} cu relația :

$$S_{90} = (U - U_{pol})\frac{\varkappa}{J} \qquad (2)$$

Dependența dintre mărimea densității de curent și mărimea interstițiului frontal (soluții de Na Cl, avînd concentrația de 12% și temperatura interstițiului la intrarea în zona de lucru de 308° K) se prezintă în figura 2.

În aceeași figură sînt prezentate și rezultatele obținute la măsurarea rugozității suprafeței prelucrate. Se constată că odată cu creșterea vitezei de prelucrare scade rugozitatea suprafeței prelucrate. Rugozitatea a fost măsurată pe suprafața frontală a epruvetei pentru fiecare viteză de avans utilizată. Pentru fiecare regim de lucru au fost făcute 3 măsurări ale rugozității : în direcția curgerii electrolitului, la un unghi de 45° față de această direcție și perpendicular pe direcția curgerii electrolitului.

Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică a oțelului de matrițe Mo CN 15 folosind soluții pasivizante de Na NO_3.

Pentru determinarea parametrilor tehnologici s-a folosit aceeași metodă ca în cazul folosirii soluției de Na Cl. Pentru a se putea obține aceeași conductibilitate specifică $\varkappa = 164$ mmS/cm, concentrația soluției de Na NO_3, a fost de 30%. Rezultatele experimentărilor executate sînt prezentate în figura 4.

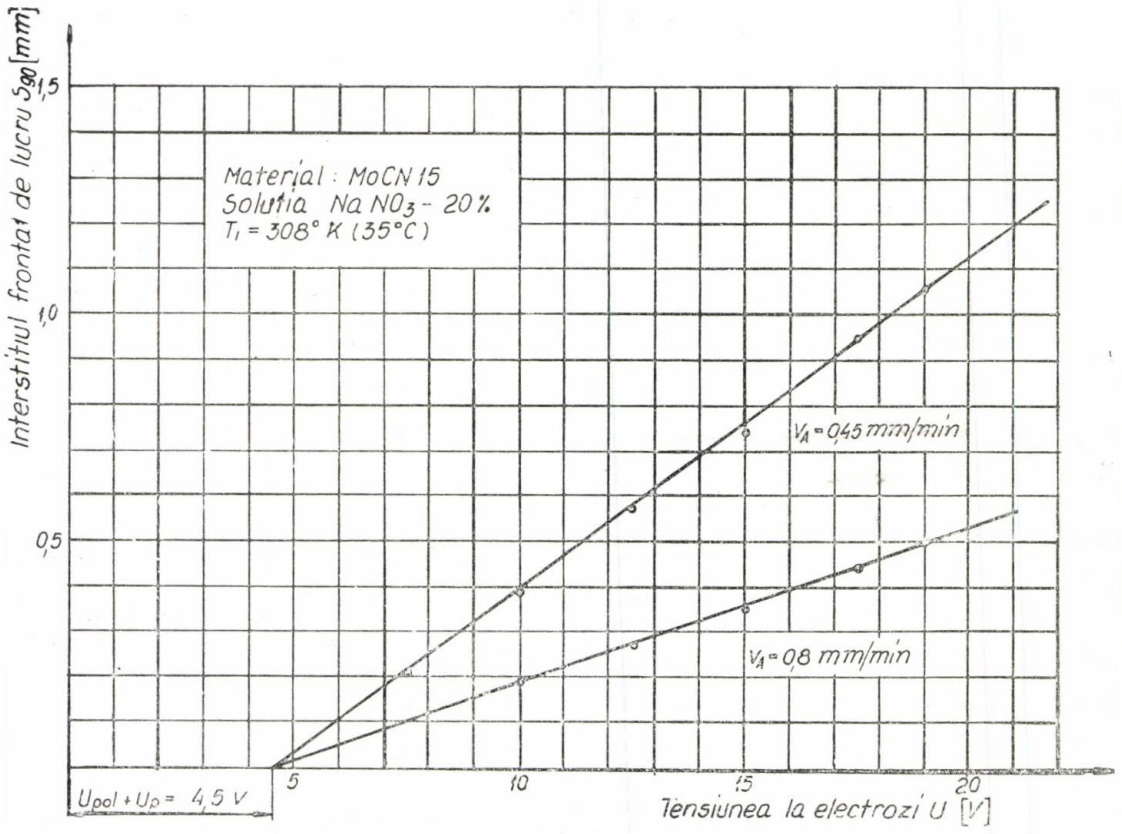


Fig. 3 Dependența mărimii interstițiului frontal S_{90} din mărimea tensiunii de lucru la prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de Na Cl.

Se constată că dependența dintre densitatea de curent și viteza de prelucrare (viteza de avans) se prezintă sub forma unei linii drepte ce intersectează axa OX. Ecuația acestei drepte este

$$V_A = V_{ef} \cdot J - B \qquad (3)$$

Interstițiul frontal S_{90} se calculează cu relația :

$$S_{90} = [U - (U_{pol} + U_p)] \frac{\varkappa}{J} \qquad (5)$$

căci la prelucrarea cu soluții pasivizante apar căderi de tensiune atît pe electrozi U_{pol} cît și

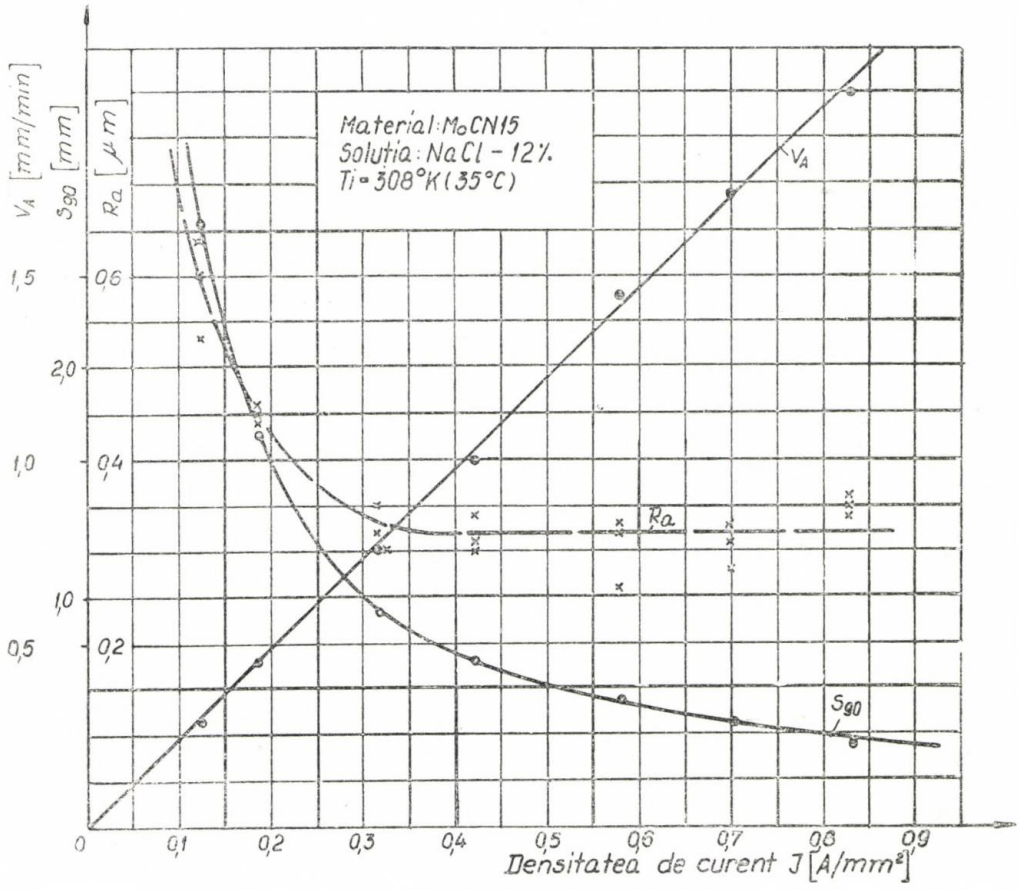


Fig. 4 Dependența vitezei de prelucrare V_A, a mărimii interstițiului frontal S_{90} și a rugozității suprafeței de mărimea densității de curent la prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de Na NO_3.

Pentru acest oțel volumul specific efectiv de material dizolvat V_{fe} se determină cu relația :

$$V_{ef} = \frac{V_A + B}{J} \qquad (4)$$

Din figura 4 s-a determinat valoarea coeficientului $B = 0{,}19$ mm/min. și apoi $V_{ef\ NaNO_3} = 2{,}23$ mm³/A. min.

Ținînd cont de suprafața efectivă ce trebuie prelucrată și de intensitatea curentului furnizată de generatorul instalației se determină densitatea de curent și apoi cu relația (3) viteza de avans.

în stratul pasivizant U_p. Suma acestor căderi de tensiune se determină cu ajutorul dispozitivului de cercetare prezentat, prin măsurarea mărimii interstițiului frontal S_{90} la diferite tensiuni aplicate cuplului de electrozi sculă-piesă. Rezultatele determinărilor sînt prezentate în figura 5.

Punctele măsurate se găsesc pe o linie a cărei intersecție cu axa absciselor determină suma căderilor de tensiune $U_{pol} + U_p = 4{,}5$ V. Din determinările făcute cu același oțel folosind soluții de Na Cl a reieșit valoarea tensiunii de polarizare $U_{pol} = 1{,}8$ V. Rezultă că valoarea căderii de tensiune datorată pasivizării este $U_p = 2{,}7$ V.

Dependența dintre mărimea interstițiului frontal S_{90} și mărimea densității de curent pentru prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de $NaNO_3$, avînd concentrația de 20% se prezintă în figura 4.

În aceeași figură sînt prezentate și dependența rugozității suprafeței prelucrate în funcție de densitatea de curent. Rugozitatea a fost măsurată pe suprafața frontală a epruvetei pentru fiecare viteză de avans utilizată. Pentru fiecare regim de lucru a fost măsurată rugozitatea pe trei direcții: direcția curgerii electrolitului, la un unghi de 45° la unul de 90° cu direcția curgerii.

Comparînd rugozitatea obținută la prelucrarea cu soluții de $NaNO_3$ cu cea cu soluții de NaCl se constată în cazul prelucrării oțelului Mo CN 15 o rugozitate mai mare la prelucrarea cu soluții de NaCl, rugozitate ce scade odată cu creșterea vitezelor de avans.

Determinarea corecției electrodului-sculă la prelucrarea suprafețelor cilindrice și poligonale

Pentru determinarea dimensiunilor electrozilor-sculă la prelucrarea suprafețelor cilindrice și poligonale este necesar să se determine mărimea interstițiului lateral S_0. Această mărime depinde de parametrii constructivi ai sculei și de mărimea interstițiului frontal S_{90}. Schema unui electrod-sculă, utilizat la prelucrarea suprafețelor cilindrice și poligonale se prezintă în figura 6.

Pentru a se obține suprafețe cu pereți laterali verticali electrodul-sculă trebuie să lucreze doar pe suprafața frontală, fiind izolat pe părțile laterale.

Un număr foarte mare de experimentări, făcute pe diferite materiale și cu diferiți parametri de prelucrare au arătat că mărimea interstițiului lateral S_0 depinde de raza de racordare r și înălțimea h a porțiunii frontale a electrodului-sculă și de mărimea interstițiului frontal S_{90}.

Astfel, pentru cazul cînd $h = 0$, iar r variază între 1 și 5 mm, mărimea interstițiului lateral se determină cu relația empirică [2]:

$$S_0 = (0{,}1 + S_{90}) \cdot (0{,}314\, r + 1{,}17) + 0{,}65\, S_{90} \quad (6)$$

În cazul cînd $h \geq 1$, iar r variază între 1 și 5 mm, mărimea interstițiului lateral se obține cu relația:

$$S_0 = \sqrt{2\, S_{90}\, h + \left[2\, S_{90} + 0{,}1\sqrt{6{,}28\,(r-1)}\right]^2} + 0{,}65\, S_{90} \quad (7)$$

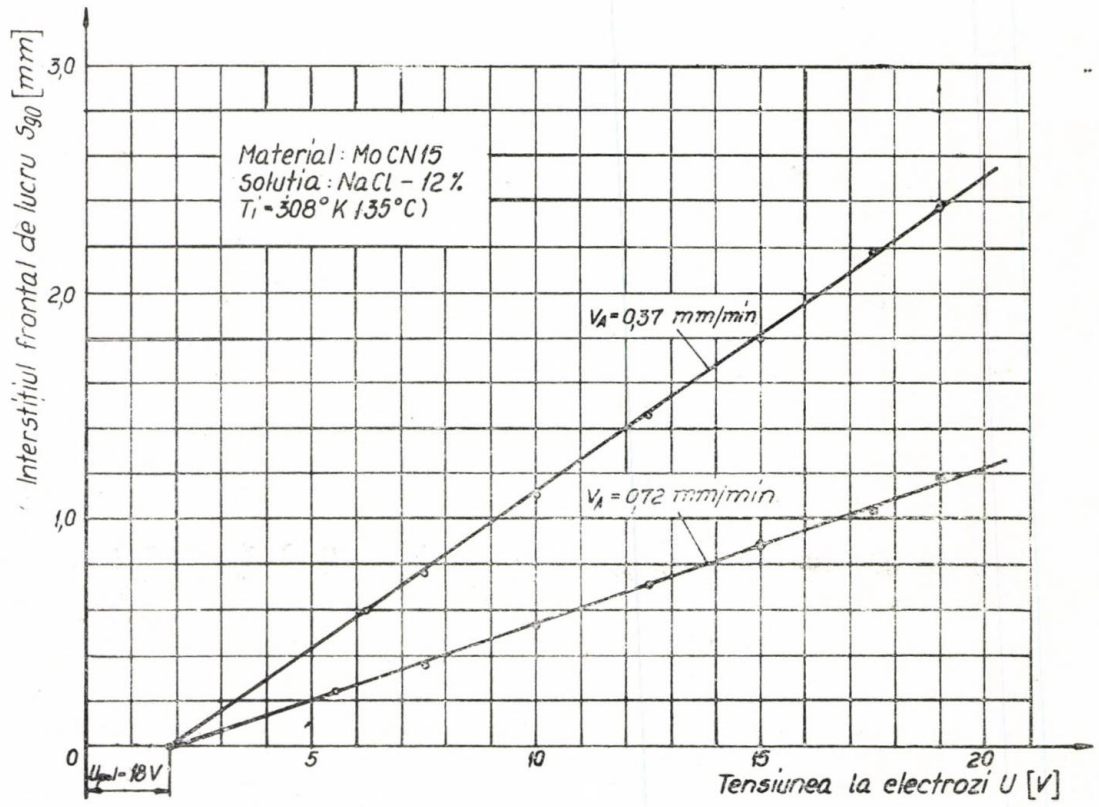


Fig. 5 Dependența mărimii interstițiului frontal S_{90} din mărimea tensiunii de lucru la prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de $NaNO_3$.

Parametrii h și r se aleg în funcție de raza R a suprafeței prelucrate, prin cîteva calcule preliminarii, ținînd cont că :

$$R \approx r + S_0 \qquad (8)$$

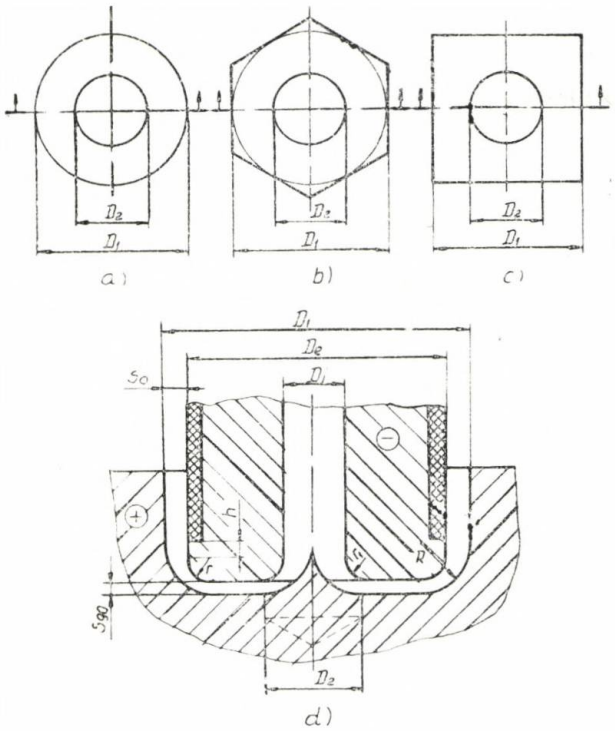


Fig. 6 Schema electrodului-sculă la prelucrarea electrochimică a suprafețelor cilindrice și poligonale.

Cunoscînd mărimea interstițiului lateral S_0 se poate calcula diametrul corectat D_e al electrodului-sculă, în funcție de diametrul locașului executat D_1.

$$D_e = D_1 - 2\ S_0 \qquad (9)$$

Raza de rotunjiri r_1 asigură schimbarea lină a direcției de curgere a electrolitului și se adoptă $r = 1{,}5$—2 mm.

Diametrul interior D_i al electrodului-sculă se alege în funcție de diametrul exterior D_e într-un anumit raport, sau în funcție de mărimea alezajului D_2 și a razei r_1 :

$$D_i = D_2 - 2\ r_1$$

Pentru prelucrarea suprafețelor complexe, corecțiile mai complicate, se fac în funcție de mărimea interstițiului frontal S_{90} și unghiul dintre direcția avansului și tangenta la suprafața respectivă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Ivan, M., Rusan, G.:* Electrochemisches Senken mit hidraulisch geregeltem Vorschub. Industrie Anzeiger, 97. Ig. nr. 20. 1975, p. 371—374.

[2] *Pabl, D.:* Über die Abbildungsgenauigkeit beim elektrochemischen. Senken. Dissertation TH Aachen, 1969.

CZ : 621.35 : 001.5

Distribuția temperaturii în spațiul de lucru la prelucrarea electrochimică a suprafețelor cilindrice

Dr. ing Mircea **IVAN**, dr. ing. Gligor **RUSAN** — Universitatea din Brașov
Ing. Valeriu **GHELASE** — Întreprinderea de autocamioane — Brașov

Introducere

În prelucrarea electrochimică o deosebită importanță prezintă variația temperaturii electrolitului în interstițiul de lucru, căci această variație are repercusiuni asupra modificării conductivității soluției de electrolit și deci asupra condițiilor de prelucrare.

Cercetările făcute pînă în prezent în acest domeniu s-au referit fie la determinarea variației totale de temperatură, adică la stabilirea diferenței dintre temperatura electrolitului la ieșirea și intrarea în zona de lucru [1, 2], fie la stabilirea de relații teoretice de variație a temperaturii la prelucrarea unor suprafețe foarte simple [3, 4].

Lucrarea de față își propune să stabilească teoretic și apoi să verifice experimental legile de variație ale temperaturii în interstițiul de lucru la prelucrarea electrochimică a suprafețelor cilindrice în cazul utilizării atît a soluțiilor nepasivizante de $NaNO_3$.

Stabilirea legii de variație a temperaturii electrolitului la prelucrarea suprafețelor cilindrice

Se consideră prelucrarea electrochimică a unei suprafețe cilindrice, cu diametrul D (fig. 1).

Pentru obținerea unor generatoare paralele cu axa de simetrie a suprafeței, electrodul-sculă, corectat cu mărimea interstițiului lateral S_0, se izolează pe suprafața laterală, împiedicîndu-se astfel formarea de cîmpuri electrice parazite.

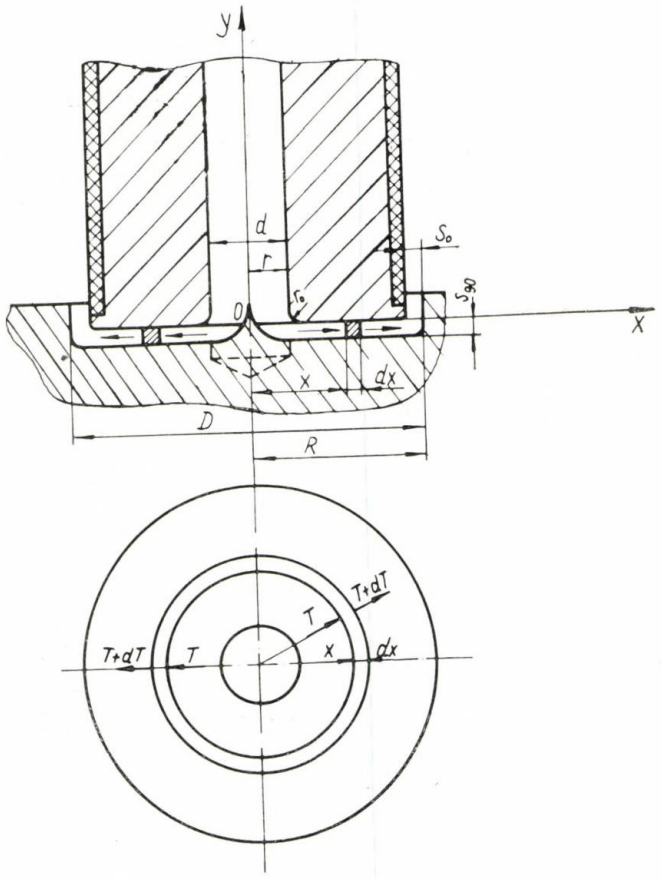


Fig. 1 Schema electrodului sculă utilizat la prelucrarea suprafețelor cilindrice.

Ataşînd electrodului-sculă sistemul de coordonate YOX se poate scrie suprafața elementară prelucrată dA sub forma :

$$dA = 2\pi\, x dx \qquad (1)$$

Cantitatea de energie dW, ce se consumă pentru prelucrarea suprafeței elementare dA, în unitatea de timp, se poate calcula cu relația :

$$dW = U\,J\,dA = 2\pi\,U\,J\,x dx \qquad (2)$$

în care U reprezintă tensiunea de lucru aplicată electrozilor-sculă și piesă, iar J — densitatea de curent din zona de lucru.

La prelucrarea electrochimică se poate considera că întreaga energie consumată în prelucrare se transformă în căldură și este preluată de către electrolitul utilizat, electrodul-sculă și piesă [2]. Deoarece debitele utilizate la prelucrare electrochimică sînt mari iar cantitățile de căldură ce se transmit piesei și sculei sînt mici, se poate admite că întreaga energie este preluată de către electrolit.

Dacă se notează cu T, temperatura electrolitului la intrarea în elementul inelar iar cu $T+dT$, temperatura electrolitului la ieșirea din element, cantitatea de energie preluată de electrolit în unitatea de timp se poate determina cu relația :

$$dW = q\,c\,\rho_E\,dT \qquad (3)$$

în care :

— q este debitul de electrolit ;
— c — căldura specifică a soluției ;
— ρ_E — densitatea electrolitului.

Egalînd cele două relații (2) și (3) se obține:

$$dT = \frac{2\pi UJ}{qc\rho_E}\, x dx \qquad (4)$$

Pentru calculul debitului de electrolit experimentările făcute și prezentate în lucrările [1, 2] au arătat că la prelucrarea electrochimică se poate utiliza relația lui Bernoulli :

$$q = \alpha_D \sqrt{\frac{2}{\rho_E}}\, S\sqrt{p_1 - p_2} \qquad (5)$$

celula electrochimică putîndu-se asimila cu o rezistență hidraulică.

În relația (5) :

— α_D este un coeficient de debit, ce depinde de forma secțiunii de curgere a electrolitului ;

— p_1 — presiunea electrolitului la intrarea în zona de lucru ;

— p_2 — presiunea electrolitului la ieșirea din zona de lucru ;

— S — secțiunea minimă de curgere a electrolitului.

S determină cu relația :

$$S = 2\pi(r + r_0) S_{90} \tag{6}$$

Interstițiul frontal S_{90} se calculează în funcție de condițiile de prelucrare cu relația :

$$S_{90} = \frac{U_E \varkappa_E V_{ef}}{v_A} \tag{7}$$

U_E fiind căderea de tensiune în soluția de electrolit ;

$\varkappa_E$ — conductibilitatea specifică a soluției la intrarea în zona de lucru ;

V_{ef} — volumul specific efectiv de material dizolvant ;

v_A — viteza de avans a electrodului sculă, egală cu viteza de prelucrare.

Ținînd cont de (5), (6) și (7) relația (4) devine :

$$dI = \frac{U J v_A}{U_E \varkappa_E B_{ef} C (r + r_0)\alpha_D \sqrt{2\varrho_E (p_1 - p_2)}} x dx \tag{8}$$

Rezolvarea acestei ecuații diferențiale conduce la :

$$T = \frac{U J v_A}{U_E \varkappa_E V_{ef} C (r + r_0)\alpha_D \sqrt{2\varrho_E (p - p_2)}} \frac{x^2}{2} + C \tag{9}$$

Constanta de integrare C se determină din condiția :

$$T = T_0 \text{ pentru } x = r \tag{10}$$

$$C = T_0 - \frac{U J v_A}{U_E \varkappa_E V_{ef} C (r + r_0)\alpha_D \sqrt{2\varrho_E (p_1 - p_2)}} \frac{r^2}{2}$$

Cu ajutorul acestei constante se determină ecuația :

$$T = T_0 + \frac{U J v_A}{2 U_E \varkappa_E V_{ef} C (r + r_0)\alpha_D \sqrt{2\varrho_E (p_1 - p_2)}} \cdot (x^2 - r^2) \tag{11}$$

Pentru determinarea densității de curent J, în funcție de mărimea vitezei de avans V_A s-au făcut prelucrări cu soluții nepasivizante de $Na\,NO_3$, în diferite oțeluri aliate, obținîndu-se diagrama de forma celei din figura 2.

Deci, între densitatea de curent și viteza de prelucrare (avans), la prelucrarea cu soluții pasivizante de $Na\,NO_3$ există o dependență liniară de forma :

$$v_A = V_{ef} J - B \tag{12}$$

Pentru prelucrarea cu soluții nepasivizante de Na Cl, $B = O$.

Ținînd cont de relația (12), relația (11) devine :

$$T = T_0 + \frac{U v_A (v_A + B)}{2 U_E \varkappa_E V_{ef}^2 C (r + r_0)\alpha_D \sqrt{2\varrho_E (p_1 - p_2)}} \cdot (x^2 - r^2) \tag{13}$$

și reprezintă ecuația teoretică de calcul a distribuției temperaturii în spațiul de lucru la prelucrarea electrochimică a suprafețelor cilindrice, pentru diferite soluții de electroliți și diferite regimuri de prelucrare.

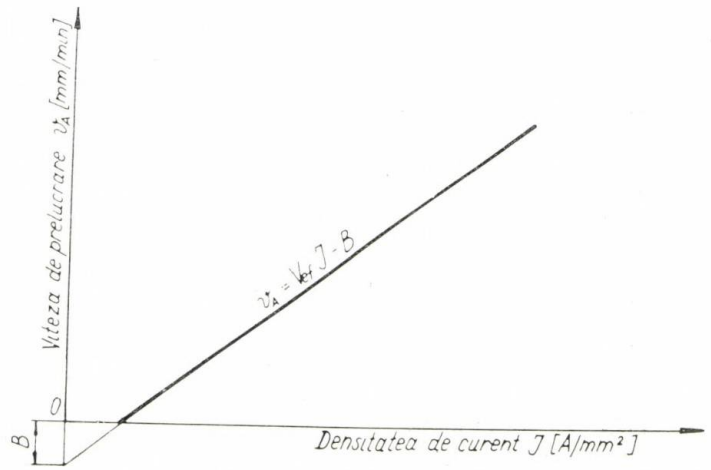


Fig. 2 Dependența vitezei de prelucrare de mărimea densității de curent la prelucrarea cu soluții pasivizante de $Na\,NO_3$.

Instalația de încercare și rezultatele experimentale

Pentru verificarea relației (13), experimentările au fost făcute pe o instalație complexă ce cuprinde un generator de curent continuu, ciricuitul de electrolit, cuva de lucru cu dispozitivele de încercare și sistemul de avans (fig. 3).

Generatorul utilizat a asigurat un curent maxim de 2500 A, la o tensiune reglabilă în intervalul 5 — 15 V. Circuitul de electrolit asigură alimentarea cu electrolit a zonei de lucru și conține o pompă centrifugă, cu debitul de 350 l/min la o presiune maximă de 14 daN/cm², elementele de protecție, reglare și filtrare și rezervorul cu sistemul de reglare a temperaturii electrolitului.

Dispozitivul de încercare cuprinde electrodul-sculă, de forma cilindrică, izolat electric pe partea laterală, piesa ce se prelucrează și camera de contrapresiune care permite pe lîngă asigurarea unei contrapresiunii la ieșirea electrolitului din zona de lucru și inversarea sensului de curgere a acestuia.

Sistemul de avans al instalației este un sistem hidraulic ce permite reglarea continuă a vitezei de avans a electrodului sculă în intervalul 0,25 . . . 5 mm/min.

In timpul experimentărilor s-a măsurat temperatura și presiunea electrolitului la intrarea și ieșirea din zona de lucru precum și debitul de electrolit ce trece prin zona de lucru, pentru diferite viteze de avans, diferite soluții de electroliți și diferite materiale în care s-a făcut prelucrarea.

Determinările au fost făcute cu 5 electrozi sculă diferiți, avînd diametrul exterior corectat corespunzător ; pentru obținerea unor suprafețe cilindrice cu diametrul D = 30, 40, 50, 60 și 70 mm.

Alimentarea cu electrolit a zonei de lucru s-a făcut printr-un orificiu central cu diametrul de 10 mm, practicat în electrodul-sculă. Raza de racordare r_0 a fost aleasă de 1,5 mm, asigurînd astfel o mai ușoară modificare a direcției de curgere a electrolitului.

Experimentările s-au făcut pe epruvete executate din oțel de matrițe Mo CN 15.

La început relația (13) s-a verificat pentru prelucrarea cu electroliți pe bază de Na Cl cu concentrația de 12 %. Cu această soluție s-au prelucrat epruvetele, folosind, cei 5 elec-

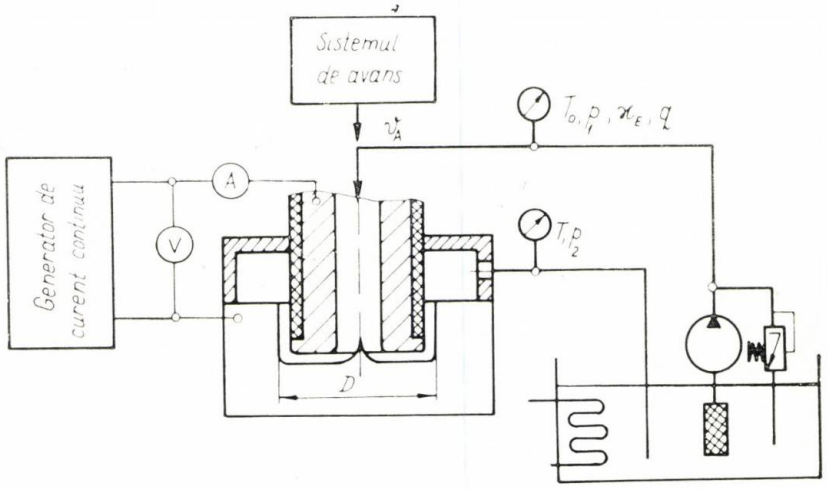


Fig. 3 Schema instalației de prelucrare electrochimică.

trozi diferiți, cu 3 viteze diferite de avans, (0,75 ; 1 ; 1,45 mm/min). Pe baza unor prelucrări preliminare s-a ales ca presiune a electrolitului la intrarea în zona de lucru p_1 = 12 daN/cm², iar ca presiune de ieșire (în camera de contrapresiune) p_2 = 3daN/cm² Aceste valori asigură o calitate ridicată a prelucrării, căci se impiedică apariția nervurajelor de curgere în suprafața frontală.

Temperatura electrolitului la intrarea în zona de lucru a fost menținută la valoarea de 35°C, iar tensiunea de lucru U la valoarea de 15 V.

Celelalte valori necesare pentru rezolvarea relație (13) sînt următoarele :

V_{ef} Na NO_3 = 2,46 mm³/A. min ; U_E = 13,2 V (U = 15 V, ΔU = 1,8 V [5]) ; B = 0 ; ρ_E = = 1050 Kg/m³ ; c = 3,78 KJ/Kg. °K ; $\varkappa_E$ = = 164 mmS/cm ; α_D = 0,84.

Coeficientul de debit α_D s-a stabilit prin măsurarea debitului de electrolit în timpul prelucrării, la diferite viteze de avans. Cunoscînd debitul, căderea de presiune în zona de lucru și mărimea intersitițiului frontal s-a putut calcula acest coeficient pornind de la relația (5).

Rezultatele experimentale obținute la prelucrarea cu soluții de Na Cl se prezintă în figura 4.

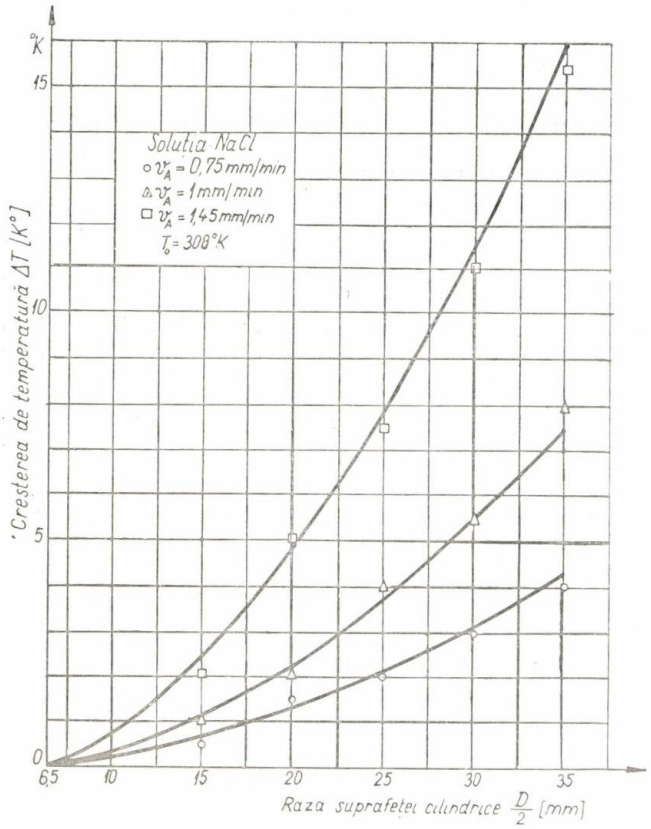


Fig. 4 Dependența dintre creșterea de temperatură și raza suprafeței cilindrice la prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de Na Cl.

Pentru comparație sînt trasate cu linie continuă curbele teoretice calculate cu relația (13). Se constată o apropiere foarte mare între curbele teoretice și cele exeprimentale, ipotezele introduse fiind astfel confirmate.

Relația (13) a fost verificată și în condițiile prelucrării aceluiași oțel de matrițe cu soluții de $Na NO_3$, avînd concentrația de 20 %. S-a ales această concentrație pentru ca să se ajungă la o conductibilitate specifică a soluției de electrolit $\varkappa_E$ egală cu cea folosită la prelucrările cu soluții de Na Cl.

S-au folosit aceleași condiții de lucru (15 V), aceeași presiune a electrolitului la intrarea (12 daN/cm²) și ieșirea din zona de lucru (3 daN/cm²) și aceeași temperatură a electrolitului (308°K) la intrarea în zona de lucru.

Celelalte valori necesare pentru rezolvarea relației (13) sînt următoarele:
V_{ef} $Na NO_3$ = 2,23 mm³/A. min; U_E = 10,5 $V(U = 15,\ \Delta U = 4,5\ V[5])$; B = 0,19 mm³/min.

In figura 5 sînt prezentate rezultatele experimentale obținute în urma prelucrărilor cu soluții de $Na NO_3$ pentru trei viteze de avans diferite.

Analizînd rezultatele obținute se constată că influența hotărîtoare asupra creșterii temperaturii electrolitului în zona de lucru o are viteza de avans v_A. De asemenea, influențe importante au parametrii electrochimici de bază, caracteristici fiecărui material prelucrat, ca: B, U_E și V_{ef}.

Comparînd creșterile de temperatură pentru prelucrarea cu aceeași viteză de avans dar cu electroliți diferiți, se obsearvă o creștere mult mai mare a temperaturii în cazul prelucrării cu soluții pe bază de $Na NO_3$. Acest lucru este cauzat de fenomenul de pasivizare ce apare în stratul prelucrat, care determină o mare cădere de tensiune în acest strat și micșorarea căderii de tensiune în electrolit și ca urmare micșorarea interstițiului de lucru. Această micșorare determină reducerea debitului de electrolit ce trece în zona de lucru și deci creșterea temperaturii electrolitului. Determinarea distribuției temperaturii este necesară în special la prelucrarea cu soluții de $Na NO_3$, căci la aceste soluții se produce o creștere mare de temperatură, care poate depăși valori de circa 333°K. La temperaturi

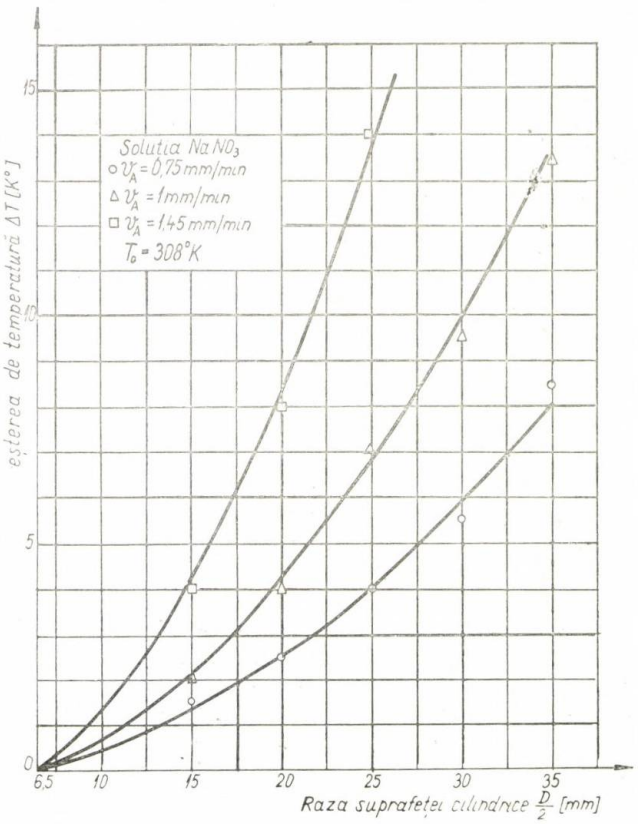


Fig. 5 Dependența dintre creșterea de temperatură și raza suprafeței cilindrice la prelucrarea oțelului Mo CN 15 cu soluții de $Na NO_3$.

mai mari de 333 °K prelucrarea se opreşte căci randamentul de curent η_i tinde spre zero.

In aceste cazuri, fie că se reduce viteza de avans a electrodului sculă, fie că se măreşte presiunea p_1 de introducere a electrodului în zona de lucru.

Cu ajutorul relaţiei obţinute se poate determina temperatura în fiecare punct al suprafeţei prelucrate, permiţîndu-se ca în anumite puncte, să fie introdus un sesizor, care să urmărească parametrii de prelucrare, prin intermediul temperaturii, şi să contribuie la reglarea procesului de prelucrare.

Cu ajutorul variaţiei temperaturi în spaţiul de lucru se poate determina variaţia conductibilităţii specific $\varkappa_E$, şi ca urmare, variaţia interstiţiului de lucru, care au un rol hotărîtor în stabilirea corecţiei electrozilor sculă.

Metoda de calcul utilizată poate fi folosită şi la prelucrarea unor suprafeţe cu un grad de complexitate mai ridicat decît s-a prezentat în lucrare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Heitman, H. W.:* Über die Ermittlung der optimalen Beabeitungsbedingungen beim elektrochemischen Senken. Dissertation T.H. Aachen, 1966.

[2] *Pahl, D.:* Über die Abbildungsgenauigkeit beim elektrochemischen Senken. Dissertation T.H. Aachen 1969.

[3] *Kawafune, K,. Mikoshibo, T., Noto, K.:* The Effect of the Werking Parameters on the Working Gap during Elektrochemical Maching. CIRP — Ann. 19 (1970) pp. 305/315.

[4] *Thorpe, I. F., Zerkle, R. O.:* Analytic Determination of the Equilibrium Electrode Gap in Electrochemical Machining. Int. Jour. Mach. Tool Des and Res. 9 (1969) pp. 131/144

[5] *Ivan, M, Rusan, G.:* Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică o oţelului de matriţe Mo CN 15 In : Construcţia de maşini, nr. 10/1978.

CZ : 621.35 : 621.3.047

Instalaţia de alimentare cu electrolit pentru maşina de honuit electrochimic

Ing. Nicolae **POPESCU** — Intreprinderea mecanică — Timişoara

Electrolit

Alegerea electrolitului la honuirea electrochimică se poate compara, în tehnologiile convenţionale, cu alegerea calităţii materialului care se prelucrează, pentru amîndouă metodele de prelucrare. Rezultă de aici că există un cuplu „electrolit-metal", care numai printr-o alegere judicioasă poate conduce la rezultate bune. Este necesară, deci, cunoaşterea profundă a electroliţilor ca punct de plecare cheie în prelucrarea electrochimică.

In afară de o conductibilitate bună (pentru vehicularea curentului electric prin deplasarea de ioni între anod şi catod şi facilitarea trecerii în soluţie a metalului uzinat) electrolitul trebuie să mai posede cel puţin următoarele caracteristici :

— să nu conţină elemente care ar conduce la depuneri pe catod, putînd astfel aduce modificări în geometria sculei în timpul desfăşurării procesului ;
— să nu genereze reacţii chimice care ar putea produce compuşi insolubili, care — la rîndul lor — ar putea provoca o pasivizare dăunătoare ;
— să fie cît mai puţini corosivi ;
— să aibă proprietăţi hidraulice şi termice bune ;
— să prezinte o variaţie a conductivităţii cît mai redusă funcţie de temperatură ;
— păstreze, chiar după saturare cu produsele electrolizei, o bună stabilitate electrochimică ;
— să permită o anumită formă de filtrare ;
— să nu prezinte pericol în exploatare ;
— să fie ieftin

Pînă în prezent cercetările întreprinse în acest domeniu nu au rezolvat problema electrolitului care să îndeplinească în totalitate cerinţele de mai sus. S-au găsit însă anumite soluţii care în practică dau rezultate satisfăcătoare. După practica cîştigată pînă în prezent s-au stabilit două grupe de electroliţi [1] ; [4] ; soluţiile apoase şi alţi electroliţi. Explicaţia acestei largi utilizări este dată de caracteristicile apei (bun solvent şi bun mediu ionizant), dar şi de uşurinţa în manipulare şi preţul redus.

Mai puţin cunoscute sînt pînă în prezent rezultatele privind experimentarea altor electroliţi cum ar fi cei pe bază de solvenţi organici, sărurile topite şi electroliţii gazoşi.

Conductibilitatea electroliţilor apoşi de-a lungul desfăşurării procesului de prelucrare variază în funcţie de numeroşi factori dintre care cei mai importanţi sînt : natura, concentraţia şi temperatura electrolitului, proporţia diferitelor elemente în electrolit (bule de gaz, hidroxizi), precum şi condiţiile hidrodinamice.

Punerea în ecuație a multitudinii de factori enumerați mai sus ar conduce la destulă aproximație în exprimarea și cunoașterea fenomenului, motiv pentru care s-a analizat influența a numai doi dintre aceștia și anume temperatura electrolitului și condițiile hidrodinamice.

Temperatura electrolitului.

Cunoscîndu-se că pentru majoritatea electroliților conductibilitatea variază liniar în funcție de temperatură, se poate scrie [1]; [2]:

$$\varkappa = \varkappa_0[1 + \beta(T - T_0)]$$

în care:

$\varkappa$ — conductibilitatea electrolitului;
$\varkappa_0$ — conductibilitatea electrolitului la intrarea în interstițiu
β — constanta caracteristică fiecărui electrolit;
T_0 — temperatura electrolitului la intrarea în interstițiu [°C];
T — temperatura electrolitului la ieșirea din interstițiu [°C].

Cum creșterea temperaturii în interstițiu, prin efectul Joule, este dată de relația:

$$\frac{dT}{dx} = \frac{U^2 \varkappa_0}{v_{e0} \cdot \rho_e \cdot c \cdot b_0^2}[1 + \beta(T - T_0)]$$

în care:

V_{e0} — viteza electrolitului de intrare în interstițiu [m/s];
ρ_e — masa specifică a electrolitului [g/cm^3];
c — căldura specifică a electrolitului (cal/g°C)
b_o — interstițiul inițial [mm].

și înlocuind:

$$y = \frac{\beta \cdot U^2 \cdot \varkappa_0 \cdot x}{v_{e0} \cdot \rho_e \cdot c \cdot b_0^2}$$

soluția ecuației de mai sus are următoarea expresie:

$$T - T_0 = \frac{e^y - 1}{\beta}$$

Luînd în considerare densitatea de curent și ținînd seama de legea lui Ohm se poate exprima mărimea interstițiului de lucru:

$$b = \frac{\varkappa \cdot U}{J}$$

Din relațiile de mai sus eliminînd $(T - T_0)$ se obține distribuția densității de curent de-a lungul interstițiului.

$$J = \frac{U \cdot \varkappa \cdot e^y}{b_0}$$

Condiția care a stat la baza demonstrațiilor de mai sus și anume plan — paralelismul interstițiului este valabilă pînă în momentul amorsării prelucrării, cînd mai ales datorită variației conductibilității fețele active ale electrozilor încetează de a mai fi plane și paralele.

Dar deoarece raportul b/s este constant, se observă că pentru un avans s dat, densitatea de curent este uniformă, ea putînd fi dedusă din relația:

$$a = \frac{J \cdot N}{F \cdot n \cdot \rho} \cdot \eta \cdot [m \cdot m],$$

în care:

N — greutatea atomică a materialului supus prelucrării;
F — numărul lui Faraday [coulomb/schiv. gr.];
n — valența metalului.

considerîndu-se bine înțeles că valoarea avansului s, este identică cu grosimea a a stratului îndepărtat:

$$J = \frac{S}{E\eta}$$

Urmărind acest raționament se poate trage concluzia că temperatura crește liniar de-a lungul interstițiului după relația:

$$\frac{dT}{dx} = \frac{U \cdot J}{v_{ea} \cdot \rho_e \cdot c \cdot b_{e0}}$$

în care b_{e0} — interstițiul de echilibru.

Se poate, de aici, trage concluzia că **este suficient de exactă înlocuirea variației conductibilității cu variația temperaturii.** Astfel, cunoscînd și stăpînind factorii care influențează temperatura, se poate influența direct desfășurarea prelucrării electrochimice.

Condiții hidrodinamice. În scopul eliminării căldurii acumulate în procesul de dizolvare anodică, precum și pentru îndepărtarea particulelor desprinse de la catod în timpul procesului de prelucrare, soluția electrolitică trebuie să circule sub o anumită presiune. Plecînd de la ecuația lui Blasius, care indică valoarea surplusului de presiune necesar pentru învingerea forțelor de vîscozitate, se poate scrie presiunea necesară curgerii electrolitului la o viteză dată, V_e [4]; [2]; [3].

$$p = \frac{v_e^2}{2} \cdot \rho_e \left(1 + \frac{0{,}3164\, L}{D \cdot R^{0{,}25}}\right)$$

în care:

V_e — viteza electrolitului [m/sec];
L — lungimea interstițiului [m];
R — numărul lui Reynolds: $R = \frac{v \cdot D}{\nu}$;
D — diametrul mediu hidraulic [m];
ν — vîscozitatea cinetică a electrolitului [m^2/sec].

Viteza electrolitului fiind necesară pentru evacuarea căldurii și gazelor rezultate, precum și pentru îndepărtarea particulelor dislocate, se poate ușor deduce în funcție de mărimile care intervin în dizolvarea anodică :

$$v_e = \frac{J^2 \cdot L}{\varkappa_0 \gamma_e \left[T - T_0 + \beta \frac{(T - T_0)^2}{2} \right]}$$

Din expresiile de mai sus ale presiunii și vitezei electrolitului am fi dispuși să considerăm că acestea sînt recomandate de a avea valori dintre cele mai mari. Este adevărat, sînt indicate valori ridicate ale acestora, dar păstrîndu-se totuși o limită maximă. Pe de o parte, forțele iau naștere datorită presiunii, iar pe de alta, în procesul de prelucrare și în anumite regimuri de curent, se produc pe suprafața materialului ondulații transversale pe direcția de curgere a electrolitului [3].

Acest fenomen poartă denumirea de „caneluri de scurgere", iar mărimea acestora poate să ajungă pînă la cateva zecimi de milimetru, influențînd, evident, în mod negativ calitatea prelucrării.

Instalația pentru electrolit

Desfășurarea în condiții optime a procesului de honuire electrochimică este în mare măsură direct influențată de modul în care se face alimentarea cu electrolit, de puritatea acestuia precum și de temperatura lui. Cunoscînd importanța pe care o joacă electrolitul în desfășurarea procesului de honuire electrochimică, s-a acordat o deosebită atenție concentrației și construcției instalației pentru electrolit.

Construcția finală a acestei instalații este rezultatul a o serie de de calcule și experimentări efectuate pe parcursul a mai multor ore de funcționare a utilajului pentru honuire electrochimică. S-a căutat ca, indiferent de natura soluției apoase folosite ca electrolit, instalația acestuia să îndeplinească următoarele caracteristici :

- asigurarea în interstițiu a unei presiuni cuprinse între 5—8 kgf/cm² ;
- asigurarea unei temperaturi constante de circa 20° C ;
- asigurarea posibilității de filtrare pentru reținerea hidroxizilor și a așchiilor metalice ;
- urmărirea circulației electrolitului prin aparate de măsură.

Pentru aceasta, instalația pentru electrolit este compusă din următoarele elemente : pompă, rezervoare, filtru, manometre, termometre, circuit de răcire, conducte și robinete. Schema de funcționare realizată este redată în figura 1, iar elementele componente ale acesteia au următoarele caracteristici :

Pompele pentru electrolit. S-au inclus în circuitul pentru electrolit două pompe cu palete, fabricație I.P.B., executate din materiale anticorosive, care, în funcție de timpurile motoarelor care le acționează, dezvoltă presiuni diferite, corespunzătoare scopului pe care îl îndeplinesc și anume :

- P_a — pompa de alimentare cu electrolit, acționată de un motor electric trifazat tip ASI de 11 Kw/1460 rot/min., avînd astfel posibilitatea să dezvolte o presiune de 14 kgf/cm². Caracteristicile acesteia au fost determinate în baza relației anterioare pentru care s-a impus o viteză de curgere de 35 m/sec ;
- P_f — pompa de filtrare acționată de un motor electric trifazat tip MS de 5 Kw/940

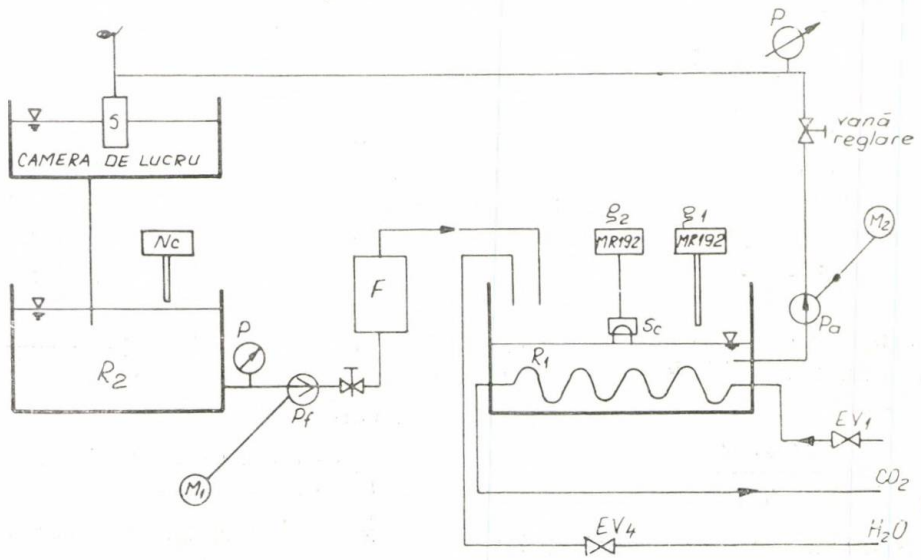


Fig. 1. Schema hidraulică.

rot/min., care dezvoltă astfel o presiune de numai 3,2 kgf/cm², suficientă pentru împingerea electrolitului prin cartușul filtrant.

Cele două pompe sînt acționate independent de la pupitrul de comandă al utilajului de honuit, pompa de alimentare avînd față de pompa de filtrare un timp de funcționare mult mai mic și bine înțeles numai pe perioada procesului de honuire electrochimică. Întregul ansamblu al pompelor este realizat din materiale anticorosive pentru asigurarea funcționării și pentru cazul utilizării electroliților corosivi.

Rezervoarele pentru electrolit. Sînt folosite două rezervoare R_1 și R_2 de aceeași capacitate, 150 l confecționate din oțel inoxidabil :

— R_1 — rezervorul de alimentare cu electrolit pregătit pentru procesul de honuire electrochimică. Din acest rezervor este alimentată pompa P_a și tot aici este montat circuitul de răcire ;

— R_2 — rezervorul de decantare, în care se scurge electrolitul din camera de lucru. Datorită compartimentării interioare în trepte se efectuează decantarea impurităților din electrolitul folosit. Din ultimul compartiment, cel cu nivelul cel mai scăzut, se face alimentarea pompei de filtrare.

Filtrul pentru electrolit. Pentru asigurarea purității electrolitului, în vederea păstrării intacte a calității electrolitului este necesară filtrarea electrolitului folosit pentru separarea hidroxidului de fier rezultat în urma procesului de dizolvare electrochimică precum și pentru reținerea particulelor și așchiilor metalice care nu au decontat în șicanele rezervorului R_2. Cartușul filtrant realizat s-a dovedit a fi deosebit de eficient și comparativ cu alte sisteme de filtrare a dat rezultatele cele mai bune. Se compune dintr-o carcasă metalică anticorosivă în care sînt dispuse straturi filtrante de cocs de diferite granulații și hîrtie filtrantă (fig. 2).

În urma experimentărilor efectuate cu filtrul din figura 2 s-a constatat că respectîndu-se presiunea de 2—2,5 kgf/cm² filtrarea se face în condițiuni bune, asigurîndu-se calitatea electrolitului pentru desfășurarea în condițiuni corespunzătoare a procesului de honuire electrochimică.

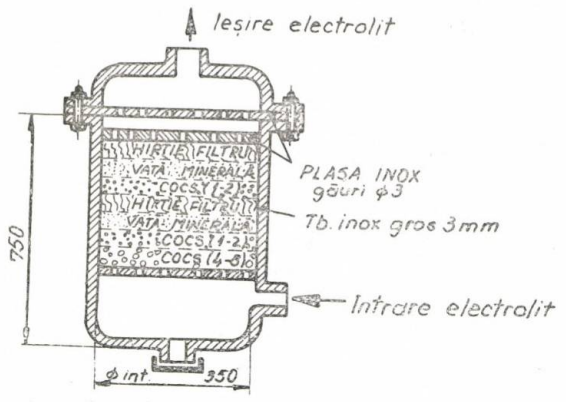


Fig. 2. Cartuș filtrant.

Durata de funcționare a unui asemenea cartuș filtrant este de 200 ore, după care se necesită schimbarea încărcăturii sau a cartușului cu unul de rezervă.

Este important de subliniat faptul că puritatea electrolitului folosit face ca productivitatea procesului de honuire să crească cu circa

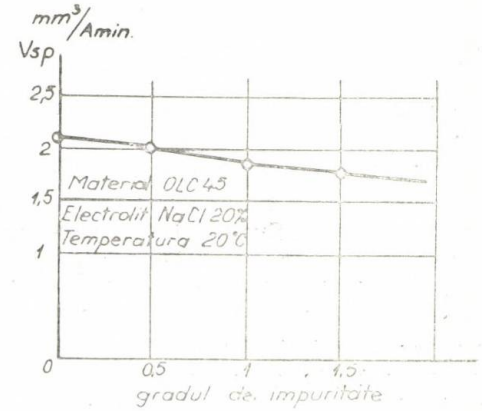


Fig. 3. Influența gradului de impuritate asupra volumului specific.

10% ne mai luînd în considerare posibilitatea apariției scurtcircuitelor cauzate de așchiile metalice.

Experimentările efectuate au arătat că gradul de impuritate al electrolitului influențează asupra volumului specific de material prelevat, conducînd la reducerea acestuia pe măsură ce gradul de impuritate crește. Rezultatele experimentărilor efectuate au condus la ridicarea diagramei din figura 3.

Deosebit de importantă s-a constatat că este puritatea electrolitului în obținerea preciziei de formă. Încercările efectuate la diferite grade de impurități au condus ca abateri de formă, ovalitate și conicitate, mult peste limitele admise și fără a fi posibilă stabilirea vreunei anume reguli. Din experimentările făcute, s-a constatat că ovalitatea este aceea care este cel mai mult influențată de gradul de impuritate.

Aparatura de măsură și control. Este compusă din debitmetru, manometru, termometre, punte pentru măsurarea concentrației, montate pe circuitul instalației pentru electrolit cu scopul de a urmări și menține condițiile impuse pentru procesul de honuire electrochimică.

Deschiderea circuitului de alimentare cu electrolit a instalației de honuit electrochimic se comandă de la pupitrul central și aceasta

nu este posibilă decît în condițiile în care camera de lucru este închisă. Electrolitul din camera de lucru se scurge liber în rezervorul de decantare R_2, iar comanda pompei de filtrare se face prin intermediul unui nivostat montat în rezervorul de decantare R_2 pentru care este stabilit un nivel maxim, acesta fiind introdus în circuitul de alimentare cu curent al motorului pompei P_f.

Reglarea concentrației electrolitului. Măsurarea concentrației electrolitului (soluție apoasă de clorură de sodiu) utilizat la honuirea electrochimică realizează prin măsurarea conductanței acestuia, în condițiile menținerii unei temperaturi constante a electrolitului (fig. 4). În această situație, valoarea conductanței este în funcție directă de mărimea concentrației electrolitului. Ca traductor de concentrație s-a realizat o sondă compusă din două plăci din material inoxidabil cu suprafață de 10 mm² și fixate paralel la o distanță de 50 mm între ele. Suportul de fixare asigură izolarea electrică a suprafețelor posterioare și a racordului electric a cablului sondei. Distanța de 50 mm și suprafața de 10 mm² s-au ales pentru a elimina posibilitatea de a se măsura eronat din cauza unei eventuale neomogenități în cazul folosirii unor sonde mai mici. Sonda se conectează în serie cu o sursă de tensiune stabilizată de 4 V și un miliampermetru (sursa de tensiune se montează în miliampermetru).

În vederea reglării concentrației la aparatul de măsură s-a adoptat un traductor inductiv care acționează pe un releu electronic în momentul trecerii acului indicator în dreptul lui. Traductorul inductiv lucrează pe principiul rezonanței la o frecvență de 10 KHz și nu produce cuplu parazit asupra acului indicator.

Instrumentul propriu-zis a fost etalonat direct în valori de concentrație (Na Cl) de la 0—35%, fiecare diviziune corespunde la 1% concentrație Na Cl. Scala instrumentului nu este liniară, dar în domeniile de mai sus permite măsurarea exactă a concentrațiilor.

Pe timpul desfășurării procesului de honuire electrochimică, datorită evaporării apei din electrolit concentrația acestuia tinde să înregistreze o creștere. Pentru readucerea concentrației la valoarea directă, soluției de Na Cl i se adaugă apă. La depășirea valorii concentrației reglate pe instrumentul de măsură g 2 (fig. 1) acționează releul electronic comandat de sesizorul inductiv. Releul, prin contactele sale N.D. — g 2, alimentează electroventilul EV_4. Prin electroventilul EV_4 se dozează apa în rezervorul R_1 dintr-un alt recipient astfel calculat încît volumul apei din el să fie suficient pentru micșorarea cu 0,5% a concentrației electroliului din rezervorul R_1. Acest bazin de dozare se umple la intervale de timp reglate de un releu de timp pînă la cantitatea reglată dinamometric conform cerințelor de mai sus. Acest procedeu de dozare în trepte este necesar din cauza inerției de omogenizare a soluției și astfel se evită o eventuală supradozare a apei care ar duce la scăderea concentrației sub valoarea admisă. Dacă concentrația revine la valoarea normală înainte de golirea recipientului de dozare, electroventilul EV_4 (fig. 5) se închide și astfel se oprește diluarea în continuare a soluției.

Aparatul de măsurare și reglare a concentrației, g 2 intră în funcțiune după conectarea contactorului C_1 (fig. 6). Această metodă de măsurare și reglare a concentrației este foarte sensibilă la variațiile de temperatură ale electrolitului. Pentru evitarea introducerii unor erori de măsurare a concentrației s-a realizat un sistem de reglare a temperaturii soluției.

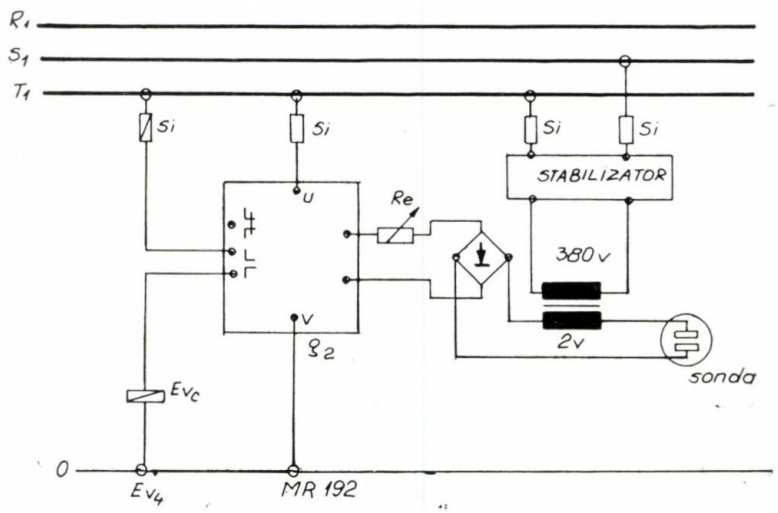


Fig. 4. Reglarea concentrației electrolitului.

Reglarea temperaturii electrolitului. Această cerință de menținere constantă a temperaturii electrolitului se impune nu numai din motivele arătate mai sus dar și în scopul obținerii unei prelucrări precise de honuire electrochimică. Valoarea temperaturii electrolitului se măsoară cu ajutorul unei termorezistențe de platină de 100 Ω, conectată la un logometru regulator LR 192.

(fig. 1). Din această cauză, pentru a evita deversarea electrolitului peste pereții bazinului principal se impune menținerea unui nivel maximal constant al acestuia, operație ce se realizează printr-un nivostat capacitiv care acționează direct asupra pompei de filtrare, P_f (fig. 1).

La scăderea nivelului de electrolit sub nivelul nominal, reglat de tija nivostatului ca-

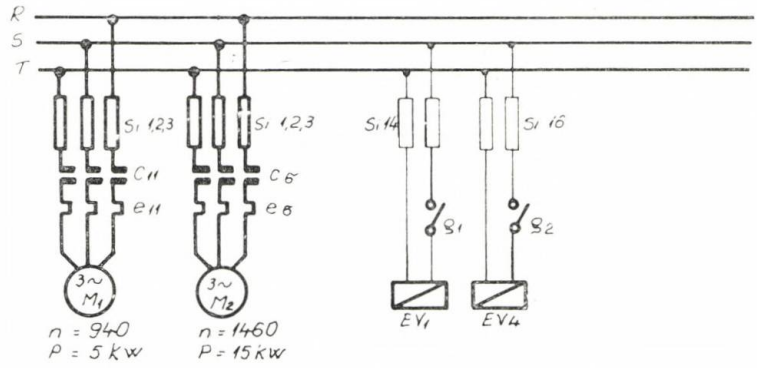


Fig. 5. Schema circuitului electric de forță.

Întrucît procesul de prelucrare electrochimică este însoțit și de efectul termic al curentului se obține o creștere a temperaturii electrolitului (și nu o scădere); este suficient ca logometrul LR 192 să fie prevăzut numai cu limitare superioară a valorii. La depășirea temperaturii reglate pe aparatul g_1 (fig. 1) acționează releul electronic care prin contactele sale N.D. g_1 (fig. 5) acționează electroventilul EV_1, care permite circulația fluidului de răcire prin răcitorul din rezervorul R_1 (fig. 1). Fluidul de răcire în cazul nostru este CO_2 reglat la 10 kgf/cm² care prin destindere produce răcirea electrolitului din rezervorul R_1. Aparatul g_1 poate da în mod similar comanda pentru pornirea unui compresor de răcire care funcționează la depășirea temperaturii reglate. Măsurarea temperaturii intră în funcțiune la conectarea contactorului principal C_1 (fig. 6).

Reglarea nivelului electrolitului. Din considerente de prefiltrare a electrolitului, volumul bazinului de colectare R_2 a electrolitului după prelucrare este substanțial mai mare decît volumul bazinului de electrolit principal R_1

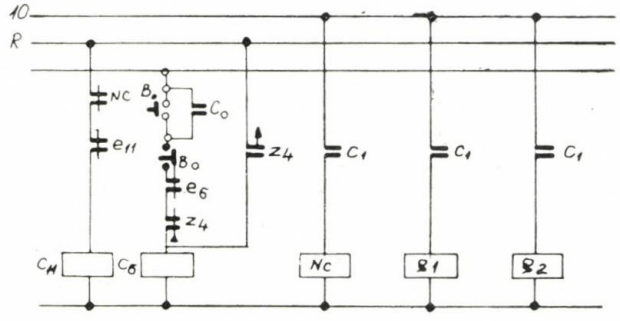


Fig. 6. Schema circuitului de comandă.

pacitiv NC — montat pe rezervorul R_1, pompa de filtrare acționată de motorul M_1 se cuplează prin contactorul C_{11} acționat la rîndul său prin contactele N. I. a nivostatului capacitiv NC (fig. 5 și 6), se pornește și transferă prin filtrul de impurități electrolitul din bazinul de prefiltrare R_2 în bazinul principal R_1 (fig. 1). La atingerea nivelului maxim nivostatul acționează și deschide contactele normal închise NC, întrerupînd astfel alimentarea cantactorului C_{11} (fig. 6), care prin contactele sale normal deschise întrerupe alimentarea motorului M_1 oprind astfel funcționarea pompei de filtrare. În acest fel pompa de filtrare are un regim de lucru cu porniri și opriri intermitente, în funcție de modul în care este consumat electrolitul din bazinul principal R_1 în procesul de prelucrare electrochimică asigurînd în permanență cantitatea de electrolit necesară prelucrării.

Nivostatul intră în funcțiune la conectarea contactorului principal C_1 (fig. 6), asigurînd astfel umplerea bazinului principal și la începerea prelucrării.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Kain, I.:* Usinage électrochimique (problémes actuels). Machine Outil Française, Nr. 265, pg. 125—131, Machine Outil Française Nr. 264, pg. 149—155, Nr. 263, pg. 229—235.

[2] *Pfau, I.:* Elektrochemische Bearbeitungsverfahren.

[3] *Scholz, E.:* Untersuchung des elektrochemichen Honens, Industrie — Anzeiger, Nr. 24/1970, pg. 124—126.

[4] *Kubeth, H.:* Fortschritte beim elektrochemischen Senken, Werkstatt und Betrieb, 104 (1971) 3, pg. 178—182.

CZ : 621.35 : 621.3.047

Sursa de curent continuu și instalația electrică pentru mașina de honuit electrochimic

Ing. Nicolae **POPESCU** — Întreprinderea mecanică — Timișoara

Considerațiuni generale privind alegerea sursei de curent continuu

Pentru asigurarea desfășurării corespunzătoare a fenomenelor ce au loc în timpul prelucrării prin procedeul de honuire electrochimică, la alegerea sursei de curent continuu trebuie să se țină seama de îndeplinirea unor cerințe.

Condiția de tensiune electrică. Furnizarea energiei electrice să se facă sub o diferență de potențial între cei doi electrozi — anodul materializat prin piesa ce se prelucrează și catodul constituit efectiv din elementii metalici ai sculei de honuit — cuprinsă între 5 și 25 volți.

Condiția asigurării curentului electric. Alegerea și dimensionarea corespunzătoare a sursei de curent, se va face astfel încît puterea instalată să corespundă unui regim de lucru la intensități ridicate de curent — minimum de ordinul sutelor de amperi — știut fiind faptul că volumul de metal îndepărtat prin dizolvare anodică este direct proporțional cu intensitatea curentului cu care se lucrează.

Asigurarea parametrilor de lucru. La alegerea sursei se va urmări îndeplinirea posibilității reglării simple și continue a parametrilor urmăriți în desfășurarea procesului de honuire electrochimică, precum și o maniabilitate generală simplă și ușoară.

Condiția de robustețe și funcționare sigură. Sursa de curent continuu aleasă trebuie să prezinte siguranță în exploatare prin dotări cu instalații de protecție corespunzătoare împotriva scurtcircuitului și întreruperii funcționării în lipsa unei faze a circuitului de alimentare, precum și asigurarea unei rezistențe ridicate la acțiunea agenților corosivi. La alegerea sursei de curent continuu pentru mașina de honuit electrochimic, dintre tipurile recomandate de literatura de specialitate au fost studiate următoarele două variante :

a) generator de curent continuu homopolar ;
b) instalație de redresare a curentului alternativ.

Comparînd între ele avantajele practice oferite de către fiecare sistem în parte, pentru honuirea electrochimică a fost preferat tipul „b" de sursă, mai simplu de realizat și mai sigur în exploatare, fiind recomandat pentru scopul urmărit.

Elementele de dimensionare a sursei de curent

Ținînd seama de caracterul special al prelucrării prin honuire electrochimică, la dimensionarea sursei de curent, respectiv a instalației de redresare, s-au avut în vedere următoarele :

1. Sursa să aibă o rezistență interioară mică, de ordinul 0,001—0,005 ohm, astfel încît căderea de tensiune să fie practic neglijabilă față de tensiunea de lucru scăzută (5—25 V) și curenți de valoare ridicată (500—1500 A).

2. Din condiția tehnologică de a se asigura densități de curent de ordinul de mărime 0,5—3 A/cm^2, rezultă necesitatea de a se lucra cu curenți de valori ridicate. În cazul construcției existente a mașinii de honuit se pot prelucra piese avînd un diametru interior maxim $D_{i\,max} = 60$ mm și o lungime $L = 250$ mm, ceea ce echivalează cu o suprafață maximă de prelucrare $A_{max} = \pi \cdot D_{max} L = 3{,}14 \cdot 6 \cdot 25 = 471$ cm^2.

Luînd în calcul valorile maxime pentru densitatea de curent și suprafața interioară prelucrată, rezultă că redresorul de curent trebuie să asigure un curent de valoare $I = j \cdot A_{max}$ respectiv $I = 471 \cdot 3 = 1413$ A. Practic, așa cum se va vedea în continuare, sursa realizată poate lucra cu un curent pînă la 1450 A.

3. Dat fiind faptul că spațiul de lucru dintre sculă și piesă, respectiv interstițiul anod — catod, este foarte mic (0,1—0,3 mm), lucrîndu-se cu curenți de valoare ridicată, pentru a se evita orice posibilitate de străpungere — tensiunea de lucru trebuie menținută la o valoare redusă. Sursa de curent este dimensionată pentru o tensiune maximă redresată $U_{max} = 25$ V, în mod efectiv lucrările de honuire-electrochimică desfășurîndu-se sub o diferență de potențial între sculă și piesă de 5—25 V.

Caracteristicile tehnice principale și descrierea constructivă a instalației de redresare

Instalația de redresare este conectată la o rețea trifazică de curent de 3×380 V/50 Hz, curentul maxim absorbit fiind de 3×80 A. Curentul maxim redresat este de 1450 A la o tensiune continuă de pînă la 25 V. Reglajul tensiunii redresate se face în mod continuu cu amplificatoare magnetice.

Instalația de redresare (fig. 1) este realizată cu un transformator trifazat coborîtor de tensiune, alimentat la 380 V, prin intermediul unor amplificatoare magnetice de tip AMSV 6 a și a unui redresor trifazat de putere PR realizat cu diode de siliciu de tip T 31, montate cîte patru în paralel pe fiecare din cele șase

brațe ale punții. Montajul în paralel al diodelor pe brațele punții este impus de faptul că intensitatea maximă de curent pe o diodă este de 300 A.

Rezultă că puntea de redresare astfel realizată poate rezista la un curent de șoc de maximum 2400 A, asigurîndu-se un curent nominal (pentru o funcționare de durată) de pînă la 1500 A.

Pentru o funcționare corespunzătoare a redresorului, diodele semiconductoare ce intră în componența acestuia sînt montate pe radiatoare din profile de aluminiu tip KU și răcite forțat cu un ventilator V_e, montat deasupra radiatoarelor.

Comanda instalației de redresare conține un releu de vînt V_1, care asigură conectarea circuitului de forță numai după apariția curentului de aer necesar răcirii diodelor redresoare. La o turație scăzută a ventilatorului (de pildă funcționare în lipsa unei faze) releul de vînt comandă declanșarea contactului principal și instalația se oprește.

Protecția la scurtcircuit a diodelor este realizată prin siguranțe ultrarapide, montate în circuitul de alimentare al transformatorului. În același timp, pentru a se evita deteriorarea piesei în cazul apariției de scurtcircuite între sculă și piesă, protecția prin siguranțe ultrarapide fiind totuși relativ lentă, a fost realizat un sistem de protecție tiristorizat, cu acționare într-un interval de timp de ordinul 1—2 μsec. de la apariția scurtcircuitului.

Întrucît procesul tehnologic de prelucrare prin honuire electrochimică necesită un reglaj continuu și în limite largi a curentului de lucru, pe fiecare fază a circuitului de alimentare — între transformator și rețea — s-a interconectat cîte un amplificator magnetic tip AMSV 6 a, care realizează pe înfășurările principale $I_A S_A$ și $S_B I_B$, prin diodele de saturație D_2 de tip KS — 1160, o cădere de tensiune cuprinsă între 3 și 220 V, în funcție de curentul de comandă a acestuia. În acest fel, căderea de tensiune pe înfășurările primare ale transformatorului principal *TR*, conectat în stea, este de ordinul 220 — 3 V; în secundarul acestuia obținîndu-se tensiuni de mărime variabilă, respectiv o reglare continuă a curentului în limite largi.

Amplificatorul magnetic este comandat prin înfășurarea de comandă $I_C S_C$ în curent continuu de comandă de 24 V, realizată cu un transformator de comandă TR_1 și o punte redresoare PR_1. Reglarea curentului de comandă a amplificatorului magnetic se face prin blocarea sau deblocarea mai mult sau mai puțin a tranzistorului de comandă T_2 — prin polarizarea bazei acestuia cu potențiometrul P_1.

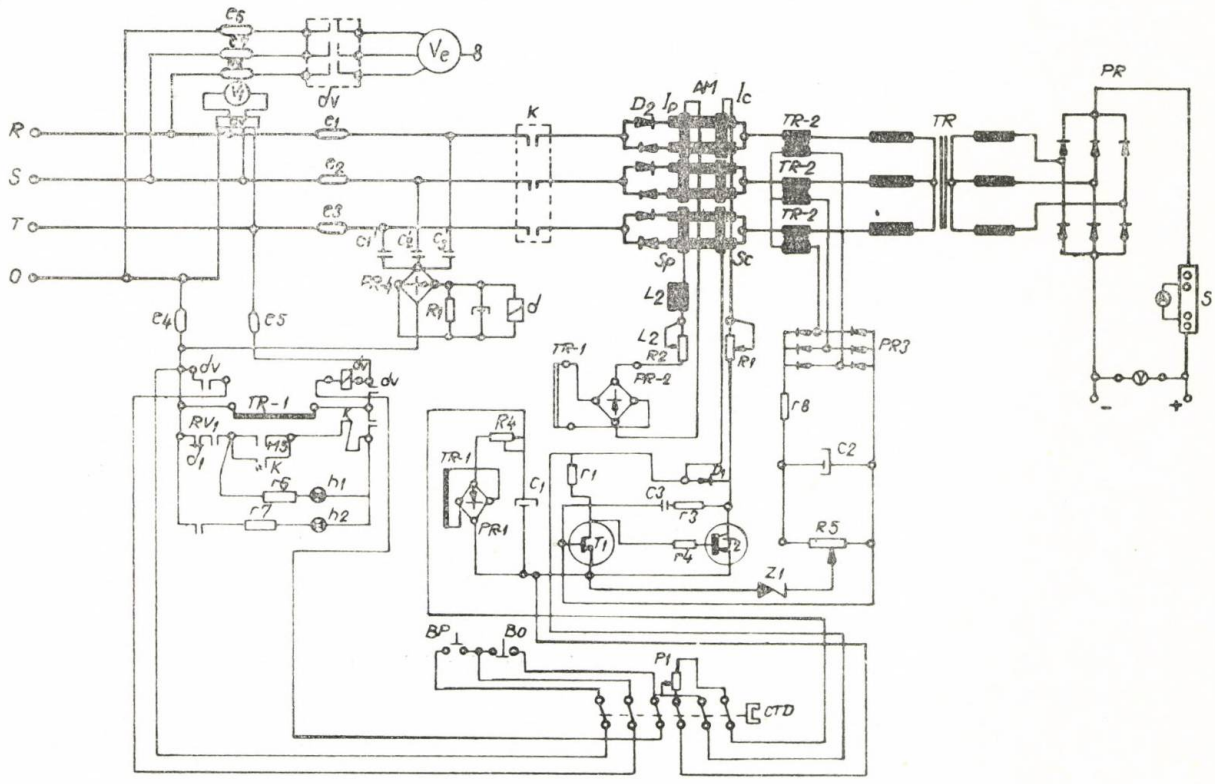


Fig. 1 Schema electrică de principiu a instalației de redresare.

În scopul asigurării unei funcționări stabile a instalației de redresare, se aplică o reacție negativă de curent la înfășurările de reacție ale amplificatorului magnetic prin transformatorul TR_1 și puntea redresoare PR_2, fixată la o valoare dorită prin rezistența semireglabilă R_2.

Constructiv, instalația de redresare este amplasată într-un dulap din tablă prevăzut cu un pupitru centralizat de comandă pe care sînt montate elementele de comandă, control și semnalizare.

Elementele de protecție și reglare

Protecția de supracurent. În cazul în care, în circuitul de curent continuu se depășește valoarea maximă admisibilă a curentului redresat de 1450 A, traductorul de curent TR_2, puntea redresoare PR_3, filtrajul r_8, c_2 și rezistența R_5, (fig. 2) dau la ieșire o tensiune care depășește valoarea nominală a diodei zener z_1. În acest fel se aplică o tensiune negativă pe baza tranzistorului T_1, care începe să conducă și produce blocarea treptată a tranzistorului T_2, respectiv are loc limitarea curentului de comandă a amplificatoarelor magnetice, ceea ce duce la limitarea curentului redresat.

Protecția instalației de scurtcircuit. Pe parcursul desfășurării procesului de honuire electrochimică, datorită spațiului mic de lucru impus (0,1 — 0,3 mm) pot să apară scurtcircuite în circuitul de curent continuu, în cazul în care elementii de catod ai sculei vin în atingere cu suprafața alezajului conectat la anodul instalației de redresare. Aceste scurtcircuite, chiar de durată foarte scurtă, influențează negativ asupra calității suprafeței prelucrate, producînd în același timp deteriorări sesizabile ale elementilor de catod ai sculei.

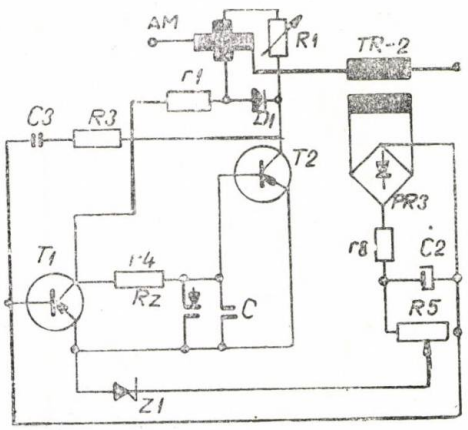


Fig. 2 Schema de protecție la supracurent

Pentru a elimina efectele nedorite ale scurtcircuitelor posibile în spațiul de lucru, a fost concepută și realizată o schemă de protecție la scurtcircuit și oprirea aproape instantanee a prelucrării electrochimice. In principiu, protecția la scurtcircuit este realizată cu ajutorul unui tiristor comandat printr-un circuit logic „și", care are două semnale la intrare, respectiv de pe o diodă zenner cu o valoare a tensiunii mai ridicate (10 V) decît a celei de reglare curent constant (9 v) și de pe o diodă cu germaniu, cu o tensiune de deschidere de 0,7 v, care constituie traductorul de tensiune nulă, tensiunea fiind furnizată de o sursă de referință de 0,7 V.

Cele două condiții de deschidere a tiristorului sînt deci următoarele :

— creșterea bruscă a curentului ;
— scăderea rapidă a tensiunii,

ori aceste două condiții sînt îndeplinite în cazul producerii scurtcircuitului. In circuitul anodic al tiristorului se găsește un releu de comandă care acționează decuplarea redresorului.

Schema protecției de scurtcircuit este redată în figura 3, modul detaliat de funcționare a acesteia fiind redat în cele ce urmează.

In cazul apariției scurtcircuitului, așa după cum s-a precizat, valoarea curentului crește brusc, depășind valoarea curentului reglat de potențiometrul P_5. La atingerea valorii tensiunii zenner $U_{z2} = 10$ V, care se realizează în cazul scurtcircuitului — prin creșterea curentului, sesizată de transformatorul de curent TR — 2, la baza tranzistorului T_3 apare o tensiune negativă.

Această tensiune asigură deblocarea tranzistorului T_3, care însă nu poate conduce pînă cînd nu are tensiune de colector de la sursa de 9 V c.c. Apariția tensiunii necesare, de 9 V, are loc numai în momentul cînd tranzistorul T_4 de tip „npn", conduce.

In circuitul de bază al tranzistorului T_4 sînt legate două surse electrice în opoziție una față de alta și anume o sursă de 0,7 — 1 V și cea de a doua constituită din redresorul principal.

Dioda Du asigură separarea tensiunii redresorului de baza tranzistoriului în momentul în care se produce atingerea elementului de catod de piesa ce se prelucrează, deci în momentul apariției scurtcircuitului.

Prin tensiunea de 0,7 V se deblochează tranzistorul T_4.

Tranzistorii T_3 și T_4 fiind deschiși, tensiunea de 9 V ajunge prin dioda D_T și rezistența de limitare a curentului r_T la grila tiristorului T_{SC} care începe să conducă.

Se cuplează releul C_{SC} și tiristorul este menținut în stare de conducție pînă la anularea tensiunii anodice, deci pînă la oprirea redresorului.

In cazul în care scurtcircuitul nu se elimină, iar instalația este recuplată, sistemul de protecție la scurtcircuit asigură decuplarea odată cu pornirea, astfel încît se elimină orice posibilitate de a se realiza prelucrarea electrochimică atît timp cît între piesă și elementii de catod ai sculei există atingeri.

Protecția la mers în două faze. In scopul evitării funcționării instalației în două faze ceea ce ar putea duce la suprasolicitarea și distrugerea redresorului de putere PR, se folosește o schemă de protecție care asigură deconectarea instalației.

Protecția la mers în două faze este realizată cu ajutorul a trei condensatoare de 0,47 μ F/630 V — C_1, C_2, C_3, legate la fazele rețelei R.S.T. care prin redresorul PR — 4 (fig. 1) alimentează releul d. Acesta, la dispariția unei faze, cuplează și prin contactul său normal închis d_1 — întrerupe alimentarea contactorului K, ducînd la deconectarea de la rețea a instalației de redresare. Se aprinde lampa de semnalizare M_2, indicînd lipsa unei faze la rețea.

Reglarea curentului electric. Reglarea curentului la o valoare constantă, dorită, se realizează printr-o reacție inversă negativă pe baza tranzistorului de comandă, care acționează asupra circuitului de forță prin intermediul amplificatorului magnetic montat în serie cu redresorul de putere.

Modul de funcționare al instalației de redresare

Prin modul în care este concepută și construită, instalația de redresare dispune de posibilitatea funcționării în două regimuri de lucru, și anume :

— regim de lucru manual (revizie) ;
— regim de lucru automat (tehnologic).

Alegerea unuia sau a altuia din cele două posibilități de lucru se face prin comutarea unei chei de contact în poziția dorită „M" — manual sau „A" — automat. De reținut, că în poziția intermediară — poziția de „zero" —

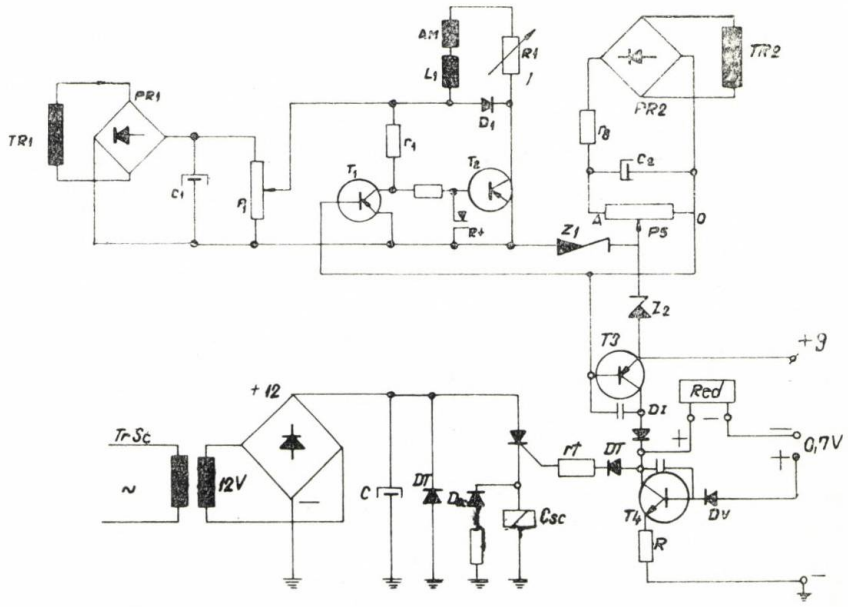


Fig. 3 Schema de principiu a protecției la surtcircuit.

instalația nu funcționează, aceasta constituind și o măsură de protecție a instalației. Pe poziția „M" — manual, fiecare parte componentă a agregatului este acționată individual de la pupitrul centralizat de comandă, prin apăsarea unui buton de pornire.

Oprirea sau scoaterea din funcțiune a unor părți sau subansamble ale agregatului de honuire electrochimică se realizează fie prin acționarea butoanelor corespunzătoare de oprire fie de la butonul de „stop general" (avarie) care întrerupe funcționarea întregii instalații.

De menționat, că pornirile și opririle unor anumite părți ale agregatului se pot efectua între-o ordine oarecare, dorită, cu precizarea că mișcarea de rotație a sculei poate fi realizată numai cu condiția fixării prealabile a piesei. Pe poziția „A" — automat, pornirea tuturor elementelor agregatului se realizează în mod automat, prin acționarea numai a butonului de pornire automată, asigurîndu-se în

acest fel întreaga desfășurarea a procesului complex de honuire electrochimică, după cum urmează :

— timpul 1 — prinderea piesei de prelucrat ;
— timpul 2 — pornirea pompei principale de alimentare cu electrolit a sculei ;
— timpul 3 — acționarea mecanismelor de rotație și translație a sculei ;
— timpul 4 — conectarea, pentru un timp t dinainte fixat, la o intensitate de curent stabilit, a instalației de redresare a curentului ;
— timpul 5 — după scurgerea timpului t, echivalent cu timpul de prelucrare electrochimică a piesei, se deconectează instalația de redresare ;
— timpul 7 — oprirea pompei principale de electrolit ;
— timpul 8 — eliberarea piesei prelucrate.

Acționarea cronologică a diverselor subansamble, respectiv temporizările — care sînt ca valoare de ordinul de mărime 5 — 10" — se justifică prin natura procesului tehnologic urmărit, respectiv existența unor elemente inerțiale cum sînt mecanismele mașinii de honuit, pompele de electrolit, etc. Modul de lucru al instalației în cele două regimuri este redat detaliat în cele ce urmează.

Descrierea funcționării instalației în regimul manual. Pentru funcționarea instalației în regimul de lucru manual se aduce cheia „C" de la pupitrul centralizat de comandă în poziția „M" (fig. 4). In această poziție, prin contactul normal închis c_2, contactorul C_1 este alimentat, în același timp aprinzîndu-se lampa de semnalizare LS_1 care indică funcționarea instalației în regimul manual de lucru. Operația următoare este fixarea piesei în dispozitivul pneumatic de prindere, operație ce se realizează prin acționarea butonului BP_7 care, prin intermediul contactorului C_7, respectiv contactele normale deschise ale acestuia (fig. 4.), pune în funcțiune electroventilul EV_2 care realizează alimentarea cu aer comprimat a dispozitivului pneumatic de prindere.

Automenținerea contactorului C_7 este asigurată prin contactul său normal deschis c_7 ; lampa de semnalizare LSP se aprinde indicînd că piesa este fixată în dispozitiv. Odată fixată piesa, se acționează butonul BR în scopul retragerii racleților sculei pentru operația de introducere a sculei în interiorul piesei de prelucrat.

Prin apăsarea pe butonul BR, releul de timp Z_2 și contactorul C_3 sînt alimentați pentru un timp fixat t_2, calculat de așa manieră încît să permită efectuarea mișcării de introducere a sculei.

Electroventilul ce asigură retragerea racleților este acționat la timpul t_2 prin intermediul contactelor normale deschise c_3.

Translația sculei pentru introducerea în interiorul piesei se realizează prin apăsare pe butonul BP_3, care asigură alimentarea releului C_4, automenținerea acestuia prin contactul normal deschis c_4 și pornirea motorului de translație M_5, alimentat la rîndul său prin intermediul contactelor normal deschise c_4, intercalate în circuitul său.

In continuare se acționează butonul BP_5, și, prin alimentarea releului C_6 a cărui automenținere se asigură prin contactul normal deschis c_6, se pornește motorul M_2 care antrenează pompa principală de alimentare cu

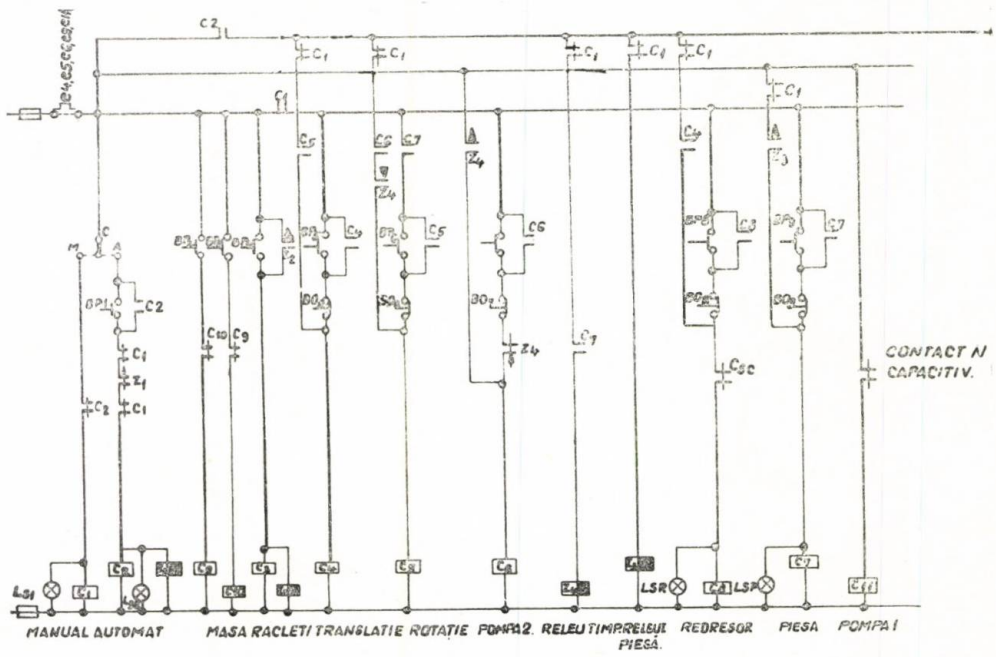


Fig. 4. Schema circuitului de comandă a instalației.

electrolit. In cazul în care nivelul electrolitului în bazinul principal scade sub nivelul nominal, cuplează releul C_{11}, care prin contactele sale normale deschise c_{11}, conectează motorul M_1 și pompa de electrolit începe să lucreze împingînd electrolitul din bazinul de prefiltrare în bazinul principal — prin filtrul de curățire.

Circulația electrolitului prin spațiul de lucru fiind asigurată, se realizează în continuare mișcările de rotație și translație a sculei, caracteristice procesului de prelucrare prin honuire.

Pentru realizarea mișcării de rotație se apasă butonul BP_4, prin care, numai dacă piesa este fixată în dispozitiv (contactul c_7 înseriat trebuind să fie închis), contactorul C_5 cuplează, se automenține prin contactul normal deschis c_5 și motorul M_4 primește tensiune și începe să acționeze mecanismul de rotație.

Translația sculei se obține prin acționarea butonului BP_3; în acest fel cuplîndu-se contactorul C_4, care la rîndul său prin contactele sale c_4 asigură alimentarea cu tensiune a motorului M_5 de acționare a pompei hidraulice de translație a sculei de honuit.

Alimentarea cu tensiune continuă a circuitului de lucru, respectiv cuplarea redresorului principal PR, se face prin apăsarea pe butonul BP_6 care acționează contactorul C_8 prin contactele căruia se asigură prezența tensiunii între piesa — anod și scula — catod. Vizual, existența tensiunii, respectiv a alimentării circuitului de lucru, este redată de lampa de semnalizare LSR, care se aprinde.

După scurgerea timpului stabilit pentru efectuarea prelucrării electrochimice a piesei ce se prelucrează, se trece la oprirea instalației prin acționarea butoanelor corespunzătoare de comandă a opririi. Acționările acestor butoane se fac în ordine inversă față de cele descrise anterior, respectiv se oprește mai întîi alimentarea cu tensiune, apoi mișcările sculei, circulația electrolitului, scoaterea sculei și eliberarea piesei.

La apariția oricărei nereguli în funcționare se va apăsa pe butonul de avarie „STOP", care acționează asupra contactorului principal al instalației întrerupînd alimentarea cu tensiune a întregii instalații.

Se menționează că sistemul de temporizare automată a prelucrării în regimul manual nu este în funcțiune, astfel că trecerea de la acționarea unui circuit la altul, respectiv între operații se face la intervale de timp alese de persoana care deservește procesul de lucru.

Reglajul de curent constant, temperatură constantă, nivelul și concentrația electrolitului, precum și protecția la scurtcircuit și la funcționarea instalației la lipsa unei faze, sînt în funcțiune și în acest caz.

Descrierea funcționării instalației în regimul automat. Operațiile premergătoare ciclului automat, respectiv prinderea piesei în dispozitiv, retragerea racleților și introducerea sculei se realizează în același mod ca și la funcționarea în regim manual.

Pentru funcționarea instalației în regimul de lucru automat, se aduce cheia „C" de la pupitrul centralizat de comandă în poziția „A". In această situație, prin apăsarea pe butonul BP_1, contactorul C_2 și releul de timp Z_1 sînt alimentate prin contactul de întreblocaj a celor două regimuri c_1 normal deschis și z_1 normal închis, temporizat la deschidere.

Contactorul C_2 se automenține un timp t de temporizare, reglat inițial, care corespunde timpului de prelucrare electrochimică a piesei, respectiv pînă la deschiderea contactului normal închis z_1.

Indicarea funcționării instalației pe ciclul automat este sesizată vizual prin aprinderea lămpii de semnalizare LS_2.

Contactorul C_2 pregătește cuplarea în regim automat prin închiderea contactului între punctele R și 10. In acest fel se cuplează releul de timp Z_3 (circuitul 13) care prin contactul lui normal deschis z_3 temporizat la deschidere (circuitul 16) alimentează contactorul C_7 iar acesta la rîndul său, prin contactul c_7 acționează asupra ventilului EV_2 asigurînd prinderea piesei. In același timp se aprinde lampa de semnalizare LSP.

Releul de timp Z_3 este reglat la un timp $t_3 > t$, asigurîndu-se în acest fel eliberarea piesei din dispozitivul pneumatic de prindere, numai după oprirea totală a prelucrării, ținînd seama că datorită inerției mecanismului de rotație oprirea nu este instantanee.

In continuare, contactorul C_7, alimentat prin contactul z_3 normal deschis, temporizat la deschiderea (circuitul 16) asigură prin contactul său c_7 (circuitul 12) alimentarea releului de timp Z_4.

Acesta își comandă închiderea contactului z_4 normal deschis temporizat la deschidere (circuitul 11) și în acest mod contactorul C_6 este acționat, motorul M_2 care antrenează pompa de electrolit intrînd în funcțiune.

Releul de timp Z_4 este reglat la un timp t_4, care asigură după decuplarea prelucrării, spălarea cu electrolit a piesei, înainte de a fi scoasă din dispozitivul de fixare.

După scurgerea timpului t_4, prin contactul z_4 normal deschis temporizat la închidere (circuitul 8), intră în acțiune contactorul C_5, care prin închiderea contactelor sale normal des-

chise c_5, asigură alimentarea de la rețea a motorului M_4 de antrenare a mecanismului de rotație a sculei.

Contactorul C_5 fiind acționat, se asigură și alimentarea contactorului C_4 prin închiderea contactului c_5 normal deschis (circuitul 6), astfel că se închid contactele c_5 din circuitul motorului M_3 și mecanismul de translație hidraulic intră în funcțiune asigurînd mișcarea de translație alternativă a sculei de honuit.

Prin închiderea contactului c_4 (circuitul 14), se cuplează contactorul C_8 și astfel pornește redresorul PR, asigurînd tensiunea de lucru necesară. Lampa de semnalizare LSR se aprinde indicînd intrarea în funcțiune a redresorului. Durata de funcționare a redresorului este fixată pentru un timp t_1 reglat pe releul de timp Rz, după care tranzistorul de comandă se blochează și prelucrarea continuă la un curent de cca 0,5 — 1 A.

După scurgerea timpului t_1 se decuplează contactorul C_2, care la rîndul său comandă deconectarea contactoarelor C_4 și C_5, a releelor de timp Z_4 și Z_3 și respectiv a contactorului C_8, în acest fel oprindu-se mișcările de rotație și translație a sculei, respectiv se produce deconectarea redresorului.

După timpul t_4, se oprește pompa de electrolit, iar după un timp t_3, se eliberează piesa. Pentru scoaterea piesei prelucrate după oprirea completă a instalației cheia „C" se aduce pe poziția „M" — manual și se acționează butonul care comandă ridicarea sculei.

Ca o remarcă la ciclul de lucru automat, trebuie subliniat faptul că succesiunea operațiilor nu poate fi inversată, așa cum a fost posibil în cazul regimului manual.

Oprirea completă a instalației se poate realiza, de asemenea, în caz de avarie, prin apăsarea pe butonul de „STOP", care scoate instalația de sub tensiune, acționînd decuplarea contactorului principal.

TÎRGURI ȘI EXPOZIȚII

TÎRGUL INTERNAȚIONAL DE LA LEIPZIG

Prestigioasa manifestare care a depășit cinci veacuri de existență, reunește de două ori pe an cele mai semnificative realizări ale progresului tehnic, din zeci de țări, sub cunoscuta deviză „Pentru comerț mondial neîngrădit și pentru progres tehnic". Datorită numărului mare de participanți, Tîrgul de la Leipzig este consacrat și ca un loc de renume mondial pentru desfășurarea unor ample și fructuoase tranzacții comerciale internaționale și totodată un centru de bogată informare tehnico-științifică.

Ediția de primăvară s-a specializat în construcția de mașini grele, electrotehnică și electronică, iar **ediția de toamnă** prezintă în special bunuri de larg consum, utilaj chimic, mașini textile și autovehicule rutiere.

Astfel, între 12 și 19 martie 1978, aproximativ 9000 de expozanți din circa 60 de țări au prezentat standurile lor pe o suprafață de expunere de 340 000 metri patrați și numărul total al vizitatorilor, din circa 100 de țări, a depășit o jumătate de milion. Printre participanți se numără 12 țări socialiste.

Uniunea Sovietică a prezentat o expoziție colectivă, cea mai mare din rîndul țărilor socialiste, desfășurată pe o suprafață de circa 12 000 m², cuprinzînd 30 de uniuni de comerț exterior sovietice. R P. Polonă a adus un număr sporit de mașini-unelte față de alți ani, R.S. Cehoslovacă a prezentat mașini-unelte, mașini agricole, utilaje pentru industria alimentară, utilaje pentru condiționarea aerului, produs ale industriei electrotehnice și pentru automatizări, iar R.P. Ungară a dispus de suprafețe mai mari decît în anii precedenți pentru construcția de mașini grele.

România a fost reprezentată prin 15 societăți de comerț exterior, cu numeroase produse, între altele din domeniul mașinilor-unelte, ale mașinilor de ridicat și transportat, din industria electrotehnică, mașini agricole, utilaje de construcții și construcții de drumuri.

Au participat numeroase firme din 26 țări capitaliste, iar multe țări în curs de dezvoltare, din Africa, America Latină au organizat expoziții colective. Unele țări au prezentat expoziți tematice, de mare importanță pentru export cum a fost de exemplu standul Angliei privind aparatele de precizie, sau al Norvegiei în domeniul telecomunicațiilor și al tehnicii măsurării.

Un **Congres internațional** cu tema „Prelucrarea națională a metalelor în fabricația de serie mică și mijlocie" a reunit sute de participanți din numeroase țări. Pe aceeași linie, a informării prin conferințe, au fost organizate cicluri pe diverse teme de mare actualitate tehnică : „Raționalizarea prelucrării metalelor", „Mașini de împachetat de mare randament", Tehnica automatizării", „Prelucrarea datelor".

La această ediție de primăvară, țara gazdă. **Republica Democrată Germană** care se numără astăzi printre primele 10 state industriale mai importante ale lumii a oferit o privire de ansamblu asupra întregului său comerț exterior : au participat Invest-Export, WMW-Export-Import, Transportmaschinen Export-Import, Metallurgiehandel GmbH, Electrotechnik Export-Import, Robotrom Export-Import, Maschinen Export și alte firme bine cunoscute pe plan mondial.

Datorită extinderii continui a domeniilor de utilizare a elementelor hidraulice și pneumatice, prezentarea acestor produse a deținut un loc important la Tîrgul din primăvara 1978. Intreprinderea ORSTA-Hydraulik a expus circa 150 de **elemente hidraulice și pneumatice** selectate din cadrul sistemului său modular, cu ajutorul căruia se pot realiza subansamble complete și de mare performanță, pentru acționare,

comandă și reglare. Pentru instalații și mașini staționare, au fost prezentate pompe radiale cu piston, pompe cu vană de oprire, distribuitoare cu mai multe căi, valve de oprire, rezervoare pentru lichide sub presiune, instalații hidraulice staționare, grupuri motoare standard, monocontactoare, toate fiind caracterizate prin adaptabilitate, ușurință de aces, de întreținere, fiabilitate ridicată chiar atunci cînd sînt incluse în instalații și sisteme foarte ramificate.

Astfel, pot fi citate comenzile hidrostatice : comandă principală pentru trolii la nave de pescuit oceanice ; comenzile principale la prese grele pentru diverse prelucrări ; comenzi de avans pentru mașini-unelte ; comenzi auxiliare pentru operații de alimentare sau reglaj, de mare fiabilitate, chiar pe mari instalații foarte ramificate ; comenzi de deplasare, cu reglaj progresiv, la mașini agricole și utilaje de construcții și de extracție ; comenzi de acționare la excavatoare, macarale, trolii ; comenzi de direcție pe vehicule de încărcare și transport.

Comanda de deplasare hidrostatică a fost realizată în cooperare cu institute științifice și tehnice și întreprinderi partenere din URSS și alte țări CAER ; permite o creștere a productivității de 1,2—2, comparativ cu transmisiile mecanice tradiționale ; volumul de refulare sau debitul absorbit : 100 cm^3/cursă ; presiunea permanentă admisibilă : 40 MPa ; viteza de ieșire : 3200 rot/min.

In domeniul mașinilor-unelte, pe o suprafață de 17 000 m^2, cu expozanți din 20 de țări, tîrgul din primăvara aceasta a organizat — pentru a cincea oară — o prezentare aparte pentru mașini-unelte și linii de prelucrare speciale. Astfel, printre cele expuse de Republica Democrată Germană, trebuie menționate mașina de găurit orizontală specială BWX produsă de combinatul „Fritz Heckert" din Karl Marx Stadt și destinată prelucrării carterelor pentru osiile din spate ale autovehiculelor. Mașina, construită în sistem modular, este completată cu echipamente speciale și dispune de o comandă semiautomată. Față de mașinile universale, utilizarea acestei mașini speciale, pentru aceeași piesă, dă o creștere de productivitate de 700%, o economie de personal de 14 oameni și o reducere a suprafeței de producție.

Mai trebuie amintite și mașina automată de fabricat buloane filetate UPW 25.1 SK, linia de fabricație a carcaselor cu laminare multiplă, linia de decupare cu 2 căi de foarfece de tagle și sleburi ScKU 500 cu instalație de alimentare și de evacuare, linia de prelucrare completă a arborilor și pentru montajul și prelucrarea mecanică a rotorilor pentru motoare trifazate.

Printre mașinile-unelte cu comandă program numerică, au fost remarcate strungurile cu universal DF 2 NC, DF 3 NC-S și DF 3 NC-B cu posibilitatea de adaptare la necesitățile fabricației de serie mică și medie ; strungul DS 4 NC pentru lucrul cu universal și între vîrfuri, dispunînd de conducere numerică pentru prelucrarea pieselor grele cu un diametru pînă la 630 mm deasupra batiului și o lungime de 1250 pînă la 2500 mm ; menționăm de asemenea centrul de prelucrare C 161 NC 470, mașina de frezat verticală cu consolă FSS 400 x 1600 NC cu comandă play-back și mașina de rectificat cu glisieră cu doi montanți S2 1600 x 1600 x 4000 pentru prelucrarea economică a pieselor mari. Această mașină de rectificat dispune de mai multe cărucioare port-scule și face parte dintr-un program unificat de raboteze, mașinile de frezat și de rectificat cu glisieră cu o lățime de lucru de 800 la 4000 mm și o lungime activă — în funcție de dimensiunile generale, de 2000 la 12 000 mm și, uneori, pînă la 16 000 mm. Se poate adapta la o paletă largă de operații

Intreprinderea Umformtechnik Herbert Warnke produce linii de fabricație de mare rendament, mașini care pot fi folosite și independent și în linii, utilaje pentru prelucrarea tablelor și a materialelor de format mare. La Tîrgul din primăvara aceasta, firma a expus între altele : presa automată PKXW 1600.2 ; linia dublă de tăiere cu foarfece, pentru tagle și sleburi ScKU 500, cu instalație de separare și masă de alimentare ; presa de îndeptat „gît de lebădă" cu comandă hidraulică a cursei PYE 40 R și linii pentru fabricarea automată a plăcilor BK 2-A 3-PKDZ 160 cuprinzînd noua presă cu manivelă cu doi montanți PKD 2 160 care îmbină principalele avantaje ale presei cu un montant cu ale celei cu doi montanți, ceea ce permite o utilizare polivalentă nemaiîntîlnită pînă acum. Această nouă presă este întrebuințată în special pentru prelucrarea pieselor cu suprafață mare sau de mare volum și pentru operații secvențiale, în mai multe trepte.

Firma oferă și scule de mare randament, dispozitive de prindere a sculelor și piese necesare prelucrării obiectelor cu simetrie de rotație, prismatice sau în formă de carcasă, din cabluri sinterizate multiple precum și mașini pentru antrenarea sculelor.

La sectorul de mașini-unelte au mai participat firme din peste 20 de țări străine, cum sînt : Stankoimport din U.R.S.S., Strojimport din R.S. Cehoslovacă, Metalexport din R.P. Polonă, Tehnoimpex din R.P. Ungară, Mașinexportimport din R.S. România, Machinoexport din R.P. Bulgară, Prvomajska, Alat — R.S.F. Jugoslavia, Sindicatul de mașini-unelte Citröen, mașini-unelte Renault — Franța ; Feintoel, Lanco, Pferd-Rüggeberg — Elveția, Bosch, Pittler, Hahn & Kolb, Gildemeister — R.F. Germania ; Olivetti ; Gamba & Fiorito, Famir — Italia ; Heid — Austria ; Diamant Biart — Belgia ; Linder — Berlinul de Vest, Christensen Diamond — S.U.A. și altele.

Sectorul utilajelor de ridicat și transportat a cunoscut în primăvara aceasta o bogată participare. Din 14 țări au fost aduse utilaje pentru exploatarea minieră la zi, instalații pentru abataje de lignit ; echipamente tehnologice pentru manevrarea și depozitarea materialelor în vrac, macarale mobile, instalații de transport pneumatic, echipamente de manutențiune și deservire a depozitelor. Sînt instalații și utilaje care permit realizarea în mod rațional și în scurt timp a unor procese complexe de transport, ridicare, manevrare și depozitare.

În acest domeniu, Republica Democrată Germană exportă în peste 30 de țări din Europa, Asia, Africa și America, prin întreprinderea TAKRAF, care oferă soluții complete și combinații de utilaje de mare eficiență, echipamente clasice și tipuri noi de mașini. Astfel, la Tîrgul din această primăvară, VEB Schwermaschinenbau Lauchhammarwerk a prezentat două tipuri noi de excavatoare cu roată cu cupe fără avans SRs 100 și SRs 400 pentru exploatarea și curățirea minereurilor și a cărbunilor. Tipul SRs 1000 atinge o înălțime de excavare maximă de 24 m, și poate lucra în soluri de mare capacitate, precum și la excavarea unor straturi alternate de lignit și steril ; randamentul său teoretic este de 3100 m^3/h ; se livrează în mai multe variante cu puteri de antrenare a roții cu cupe de 400, 500, 650 sau 800 kW și dispune de un reglaj programat. Se livrează la cerere împreună cu un tractor cu 3 pînă la 6 șenile.

Tipul SRs 400, lucrînd pe dealuri, poate excava pînă la o înălțime de 14 m. Este echipat cu un braț pentru încărcarea unei benzi transportoare și are un randament teoretic de 1700 m^3/h material excavat și așezat în vrac. Dispune de reglaj programat și de un reglaj pentru obținerea unui debit constant.

VEB Förderanlagen — und Kranbau Köthen a expus mai multe machete, printre care pentru un utilaj perfecționat de aruncare cu bandă transportoare A_2R_1 B 7200.95 combinat cu conveioare mobile servind ca transportoare intermediare. Randamentul său a fost calculat pentru 7200 m^3/h de materiale ; brațul are o lungime de 95 m. Pentru o înălțime maximă de arun-

care de 28 m, grămada poate atinge o înălțime de 25 m. Instalația de aruncare cu bandă transportoare A_2R B 6700.60 este o combinație de utilaje pentru descărcare directă, cu un randament teoretic de 6700 m^3/h și funcționează împreună cu un conveior mobil ca transportor intermediar. Lungimea brațului este de 60 m, înălțimea de descărcare, de 18 m, înălțimea grămezii poate atinge 15 m.

Au fost prezentate în mărime naturală excavatorul cu roată cu cupe SRS 130 și roata cu cupe a excavatorului SRS 1300, produse de VEB Schwermaschinenbau G. Dimitroff Magdeburg-Buckau.

Machete și grafice speciale au prezentat gamele de macarale portuare și macarale portal, posibilitățile lor de combinare cu benzi transportoare mobile și reversibile modulizate, produse de VEB Fördernlagen „7 Oktober" Magdeburg. Transportoarele cu bandă polivalente, care se utilizează, între altele, pentru alimentarea buncărelor pentru încărcarea și descărcarea vagoanelor și a navelor, cum și pentru distribuirea materialelor în vracuri, se livrează cu lățimi de bandă de 800, 1200, 1600 sau 2000 mm, cu randamente între 120 și 10 500 m^3/h. Puterea tamburilor electrici cu bandă a fost sporită de la 30 kW la 55 kW (producător VEB Förderausrüstungen Aschersleben), sînt utilizați pentru antrenarea conveierelor cu bandă, chiar în condiții grele de lucru.

Oferta de macarale mobile a cuprins macarale pe cale ferată (EDK 750 și EDK 300/2 de la VEB Schwermaschinenbau S.M. Kirov — Leipzig, pe camion și pe șenile. Macaraua EDK 300/2 dispune de o înălțime de ridicare de 15 m pentru o sarcină de 60 t și poate lucra la temperaturi cuprinse între —40 și +40° C, avînd o greutate proprie redusă la 85 de tone.

VEB Maschinenbau „Karl Marx" Babelsberg a prezentat o marcă pe camion ADK 125-2, perfecționare a tipului ADK 125-1, integral hidraulică, cu viteza de ridicare fiind, de 24 m/min, ghidajul cablului de ridicare cu două capete cu mufă cu cîrlig cu un scripete.

A fost perfecționată și macaraua pe șenile produsă de VEB Förderanlagen „7 Oktober" Magdeburg, lărgindu-i domeniul de utilizare. Mecanismul de antrenare diesel-electric a fost echipat cu un generator de 50 kVA, care permite utilizarea benelor de încărcare de 0,8—3 m^2, cu motor, pentru densități în vrac de 1,0 t/m^3. În prezent se produce în 5 variante.

Macaraua automotoare MDK 504 a întreprinderii Schwermaschinenbau S.M. Kirow — Leipzig poate ridica o sarcină de 50 t.

Un sector al expoziției a fost organizat din punct de vedere al raționalizării sistemelor de manutențiune și de stocare și a prezentat poduri-macarale, cărucioare-elevatoare diesel și aparate de ridicat de diferite tipuri, din producția firmelor VEB Hema-Werk Luisenthal, VEB Förderanlagen Bautzen și VEB Verlade-und Transportanlagen Leipzig „Paul Fröhlich".

Expoziția a cuprins și prezentări de utilaje moderne de transportat, ridicat și manevrat, în special excavatoare, macarale și stivuitoare ale unor firme de comerț exterior ca Industrial-export — România, Machinoexport — U.R.S.S., Kopev — Polonia, Stroiexport — Cehoslovacia, Balkancarimpex — Bulgaria, Leo Gottweld și Jungheinrich din R.F. Germania, Volmet Oy și Lönnström Oy din Finlanda Poclain S.A. — Franța, Engelhard Sales — Anglia, Linden-Alimak AB — Suedia, FATA — Italia, Eaton Corp. S U.A.

În zona rezervată pentru **materiale de telecomunicații și aparate de măsură** au fost prezentate și realizările din **mecanica de precizie și optică**, cea mai amplă contribuție aparținînd firmei VEB Carl Zeiss Jena din R.D. Germană. Printre produsele expuse, au putut fi văzute 38 de noutăți, perfecționări și dispozitive suplimentare. Cu această ocazie s-a putut constata penetrarea crescîndă a componentelor microelectronice în aparatura optică. Linii tehnologice complete și echipamente complexe au fost prezentate prin intermediul unor utilaje și aparate pentru planetarii și observatoare astronomice, tehnologii pentru luat vederi aeriene, laboratoare și material digital pentru aceste luări de vederi, cu ajutorul unor linii de analiză pentru petrochimie, analiza materialelor, linii de fotolitografie pentru industria componentelor microelectrice etc. Soluțiile adoptate sînt orientate spre practică, de ex. în domeniul geodeziei, al fotogrammetriei, microscopiei, utilajului medical, de analiză și măsură.

Astfel, în domeniul microscopiei, programul de export a cuprins microscopul de cercetări și operațiuni AMPLIVAL cu toate grupele de juxtapunere sau de extindere, microscoape speciale, automate, stereo — cum și aparatură de pregătire a probelor. Printre noutăți se afla FLUOVAL 2, un microscop universal cu fluorescență, dotat cu grupe de filtre perfecționate și oglinzi dicromatice pentru iluminarea prin transparență și iluminarea de sus ; se poate utiliza în medicină, biologie, în special microbiologie, genetică, neuropsihiatrie, serologie și citologie.

Printre aparatura de măsură optică și fizică expusă s-a remarcat colorimetrul spectral SPEKOL 20, un nou aparat de măsură pentru determinarea concentrațiilor de materiale în suspensie în lichide și alte determinări de acest fel necesar în laboratoarele chimice. Capacitatea optică a grupului de aparate este determinată de un manocromator cu rețea Czerny-Turner.

În domeniul materialului medical, s-a remarcat noua serie de microscoape operaționale, colposcoape și instrumente de examinare pentru oftalmologie. În domeniul fotogrammetriei și al fotografiei multispectrale a fost prezentată teleexplorarea pămîntului și complexul de aplicații privind executarea planurilor urbane la scară mare, a proiectelor industriale și a construcției de locuințe. În gama aparatelor de geodezie, trebuie remarcat în mod deosebit tahimetrul electrooptic EOT 2000.

Firma Carl Zeiss Jena a dobîndit o experiență deosebită în construirea de planetarii și observatoare pentru care livrează echipamente de laborator complete, de mare precizie, aparate de determinare a coordonatelor, cutii cu instrumente de măsură și micrometre etc. O noutate a constituit-o aparatul de măsură în trei coordonate DKM 1-300 DP cu un cîmp larg de aplicare în domeniul măsurării și verificării în întreaga industrie de prelucrare a metalelor și a materialelor plastice. Poate palpa toate formele de utilaje folosite în industrie ; sistemele de măsură fotoelectrice incrementale prezintă o disoluție de 1 um.

În ceea ce privește tehnica laser, au fost prezentate demonstrații cu noile lasere mixte cu gaze ionizate ILM 120 și lasere cu cripton ILK 120, ca aparate de măsură analitică.

Aparatele din seria DOKUMATOR pentru tehnica microfilmelor au fost incorporate în sistemul VEB Pentacon Dresda. Materialul fotooptic a fost reprezentat prin noua serie de obiective de format redus, obiective pentru aparatele Praktisix, pentru televiziunea industrială și tehnica reproducerilor. A mai fost reprezentată noua lunetă cu vizare variabilă și mărire de la 1,5 la 6. Raionul de sticle optice cuprindea sticle pentru lunete, sticle rezistente la radiații, sticlă pentru fibre optice.

În afară de VEB Carl Zeiss Jenna, au mai expus : Masprioborintorg — U.R.S.S., Labimex — Polonia, Merkuria — Cehoslovacia, Gamma și MOM — Ungaria, Radiometer și DISA — Danemarca, Scientific Instruments Association-SIMA reprezentînd 13 firme britanice, printre care Sclartron Schlumberger, Rank Precision, Pye Unicam, Nuclear Entreprises și Marconi Instruments ; de asemenea, au mai participat firme din Austria, Japonia, Suedia, Elveția și S.U.A.

Firme din 19 țări au expus **echipamente de informatică și de calcul** de proces, cum și mașini de scris. Robotron-Export-Import din țara gazdă a Tîrgului a prezentat numeroase echipamente de scris, de contabilizat și de facturat, componente electronice și sisteme de aparate de informare. Dintre acestea, cel mai interesant a fost noul sistem de tratare a datelor EC 1055 reprezentînd un utilaj universal, polivalent. Permite efectuarea rapidă a unui mare număr de operații de rutină și rezolvarea cu fiabilitate ridicată a unor probleme științifice și tehnice, fiind utilizat și ca bancă de date. Unități specifice permit punerea în aplicare a diferite metode de teletratare a datelor și utilizarea sa în calitate de calculator principal în sisteme ierarhizate. Poate fi folosit în circuit monolitic, are o capacitate de 16 milioane biți datorită tehnicii de memorizare virtuală cu 2 biți interfață și canalelor de tip multiplex.

Pentru rezolvarea problemelor complicate, sistemul dispune de un software specific acelor categorii de probleme. Poate fi citat în acest sens sistemul automatizat de rezervare a locurilor în transporturile publice și un sistem de conducere și informare în domeniul finanțelor, cum și soluțiile complexe pentru introducerea informaticii în domeniul sănătății publice, al agriculturii și construcțiilor.

Gama de echipamente periferice care pot fi combinate cu unitatea centrală Robotron EC 2655 a sistemului EDV EC 1055 s-a remarcat în mod deosebit prin dispozitivul de microfilmare Robotron EC 7602, o varietate de aparate de desenat din tablă și cu tambur, memorii cu discuri de mare capacitate și terminale de teletratare.

Combinatul Robotron care a dobîndit experiență în studiul, fabricarea și utilizarea calculatoarelor mici a prezentat sistemele de calcul microprogramate ZE 1, diverse tipuri din seria de microcalculatoare Robotron K 1500. Utilizarea lor se extinde în domenii variate cum sînt „Tehnica datelor, tratarea textelor, periferia informaticii, comanda automată a aparatelor și instalațiilor în toate industriile, în transporturi publice, în medicină și biologie. Diferitele tipuri de microcalculatoare mai sînt folosite și ca centru de comandă pentru calculatorul programabil Robotron 1001/1002/1003 și ca terminal cu ecran programabil. Astfel, apar ca perfecționări ale altor tipuri de calculatoare de mici dimensiuni ale firmei Robotron, K 1002 cu cartele magnetice și K 1003 cu imprimantă.

Alte produse interesante expuse de R. D. Germană au fost : mașina automată de contabilizat și facturat Daro 1720 și calculatorul cu calcule magnetice Dare 1750. O perfecționare practică importantă a tipului Daro 1720 o constituie auxiliarele care micșorează timpul de programare.

La Tîrgul de la Leipzig din primăvara 1978 au fost prezentate programe specifice pentru diverse ramuri industriale, de ex. : programul „Facturare", cu contabilizarea debitorilor și calculul statistic, cu branșare la un „floppy disc" reprezintă o soluție optimă pentru contabilitate în industria băuturilor ; programul „Contabilitate" pentru mandatele cu viramente poștale dispune de o soluție cu bandă perforată pentru documentele de încasare. Calculatorul cu calcule magnetice Daro 1750 a demonstrat rezolvarea unor probleme de planificare a producției și de conducere în întreprinderi mici și mijlocii.

Daro 1370 și cititorul 1375 sînt aparate esențiale în tehnica de culegere a datelor. Primele sînt aparate liber programabile la care purtătorii de informații pot fi la alegere : banda perforată, casetă cu bandă magnetică 1/8 sau dispozitiv de afișaj pe ecran alfanumeric. Avantajul cititorului de marcaj Daro 1375 este suprimarea timpului de transmitere a informațiilor din documentul original pe un purtător de date citibile de către mașini și posibilitatea de a culege datele direct de la sursă.

In acest domeniu, în afară de țara gazdă, au mai participat : URSS, Polonia, Cehoslovacia, Ungaria, Bulgaria, România, Jugoslavia, R.F. Germania, Franța, Anglia, Italia, Olanda, Norvegia, Austria, Elveția, Suedia, SUA.

Cu ocazia ediției din primăvară a Tîrgului de la Leipzig, 50 de expozanți, din 15 țări au prezentat soluții raționale și economice pentru problemele de **ambalaj**, cele mai variate, prin utilizarea unor mașini individuale foarte puternice, linii parțiale, linii complete de ambalare și tehnologii complexe de pregătire și ambalare pentru diverse produse. Au fost expuse interesante mașini de pregătire și ambalare pentru diferite domenii, instalații auxiliare și materiale specifice, produse pentru îmbuteliere, din grupa mașini pentru industria alimentară și accesorii. De asemenea, au putut fi văzute fluxuri tehnologice de prelucrare a materialelor plastice, precum și pentru executarea de ambalaje și auxiliare pentru ambalaje.

Cea mai importantă prezență a fost aceea a combinatului Nagema din R.D. Germană. Împreună cu exportatorul său, VEB Transportmaschinen Export-Import, a prezentat materiale moderne de ambalare și îmbuteliere de la întreprinderile VEB Verbackungsmaschinenbau Dresda, VEB Maschinen-und Dampfkesselsbau Gera, VEB Bramerei-und Kellereimaschinen Magdeburg, VEB Maschinenbau Burg și VEB Behälter-und Maschinenbau Mittweida. Astfel au fost prezentate mașini de ambalat bomboane și dulciuri diverse, linii cuprinzînd dozatoare, mașini de închis cutii, de însăcuit etc. Mașina de împachetat caramele dure de tip EL 8 are un randament de 600 caramele pe minut. Noul stivuitor pentru produse paralelipipedice dispune de un alimentator care aranjează produsele în mod mecanic după cele trei dimensiuni, la cotele de stivuire cerute.

Pentru ambalarea produselor păstoase, VEB Verpackungsmaschinenbau Dresda a expus o mașină de umplut și închis tipul PA 1 și o mașină de dozat și ambalat tip PK, utilizată pentru brînza albă, unt, margarină, dulceață și diverse alte produse asemănătoare. Instalația este completată cu o linie pentru tăiere, dozare și închidere sub vid a unor produse cum sînt mezelurile și brînzeturile.

În 1977, întreprinderea VEB Branerei-und Kellermaschinen Magdeburg a primit medalia de aur pentru mașina de îmbuteliat băuturi gazoase tip BF 60.1. În acest an, a prezentat o mașină pentru prepararea băuturilor gazoase răcoritoare tip KO-MI 160, cu spălător. Debitul său de 16 000 l/h a fost sincronizat cu capacitatea mașinii de îmbuteliat BF 60.1 cu 24 000 sticle de 0,5 l/h.

Întreprinderea VEB Maschinen și Dampfilesselbau Gera a participat la tîrgul din acest an cu mașina de alimentare cu sticle și cea de ieșire a sticlelor de la linia de îmbuteliere a băuturilor gazoase, cu debitul de 24 000 sticle pe oră. Din această linie a făcut parte și mașina de etichetat expusă de VEB Maschinen Bau Burg, cu un randament maxim de 33 000 de sticle pe oră. Au fost expuse și mașini pentru îmbutelierea băuturilor negazoase.

În **domeniul utilajelor pentru industria alimentară** au expus firme din 18 țări, mașini pentru producția de cacao și ciocolată, pentru băuturi, aparatură de cîntărit, mașini de prelucrare a cărnii și utilaje pentru marile bucătării. Întreprinderea est-germană NAGEMA furnizează echipamente tehnologice complete pentru fabricile de ciocolată ; la tîrgul de la Leipzig a expus o nouă instalație de măcinat boabe de cacao, alcătuite din mai multe mașini care asigură o premăcinare cu mori cu ciocane tip 13-110 și o măcinare fină cu un sfărămător cu bile și agitator tip 292 C. Se atinge astfel o finețe constantă a granulelor produsului final.

Pentru **industria băuturilor**, NAGEMA livrează un program complex cuprinzînd atît linii de umplere,

fabrici de limonadă, cît și mașini separate. La Leipzig a fost prezentată o instalație de obținere a băuturilor carbo-gazoase tip KOMI 160. Pentru **industria cărnii,** a prezentat, de ex., linii complete de abator, de la intrarea animalelor, pînă la ieșirea mezelurilor. Foarte interesantă a fost seria completă de tocătoare-amestecătoare (SM 63, SM 80, SM 125 N, SM 200 N) la care se adaugă mașini automate de umplere a cîrnaților. Greutatea tuturor acestor utilaje a fost substanțial redusă prin adoptarea execuției cu șasiu.

În acest domeniu, din alte țări au expus : Techmașexport (U.R.S.S.) ; Varimex (Polonia) ; Technoexport (Cehoslovacia) ; Komplex (Ungaria) ; Technoexport (Bulgaria) ; Uzinexportimport (România) ; Gostal Nova Gorica (Iugoslavia) ; Bosch Verpackungsmaschinen, Kettner, Industriewerke Karlsruhe (Germania Federală) ; SCO (Danemarca) ; Manurhin (Franța) ; Formomac (Italia) ; Ferro-Group (Olanda) ; Tetra Park, Alfa Lavol, Arenco (Suedia) ; Europa, Rommelang (Elveția) ; Grace (S.U.A.).

Utilajele și instalațiile pentru agricultură și prelucrarea produselor sale au ocupat un loc central la tîrgul de la Leipzig din primăvara '78. Gama de produse expuse s-a întins de la utilaje agricole pînă la instalații pentru industria alimentară și a ambalajelor. Cele prezentate au alcătuit astfel un salon specializat, prin nivelul ridicat, importanța majoră și participarea internațională de anvergură, care a ocupat o suprafață de 16 000 metri pătrați, cu 13 țări, printre cele mai importante fiind Republica Democrată Germană, cu mașini și utilaje destinate unei producții animale și vegetale după metode industriale. În general, accentul a fost pus pe productivitate — cît mai ridicată. Producția acestor utilaje în R.D.G. este asigurată de trei combinate ; cel din Weimar livrează mașini care asigură fertilizarea solului și cultura cartofilor și a sfeclei. VEB Kombinat Fortschritt Neustadt execută utilaje de recoltare și prelucrare a cerealelor și a plantelor furajere ; iar VEB Kombinat Impulsa Elsterwerda livrează utilaje pentru creșterea bovinelor și a porcinelor și pentru industria laptelui. Utilajele agricole sînt livrate prin Transport-Maschinen Berlin.

Utilajele prezentate de R.D.G. au constituit realizări de tehnică avansată pentru o producție agricolă rațională și eficientă ; au fost multe noutăți și perfecționări ; de ex. mașina de scos și încărcat cartofi E 682, de mare capacitate, dispunînd de 2 rînduri de unelte, ușor adaptabile unor condiții variabile, condusă de un singur operator. O mașină specială, trasă de tractor, poate prelucra terenurile înălținoase, datorită unei articulații speciale care îi permite să se adapteze neregularităților terenului. Distribuitorul de îngrășăminte DO 35 pentru suprafețe mari purtat de un camion tip W 50 reunește avantajele unui mijloc de transport rapid cu cele ale unei mașini de lucru de mare randament ; poate împrăștia produse granulate sau cristaline și este echipat cu : trasor, regulator de viteză, calculator de distanță parcurse, indicator al mersului în gol al rezervorului. Are un randament de 25 ha/oră.

VEB Kombinat Fortschritt a realizat ansambluri complete pentru cultivarea și prelucrarea cerealelor și a furajelor. Dintr-un astfel de ansamblu face parte noua secerătoare-treierătoare E 516, de concepție tehnică foarte îngrijită, debitul de 12 kg/s și un maxim de 15 kg/s pentru grîu și porumb cu pierderi sub 1,5%, la tamburul de treier, productivitatea fiind dublă față de cea a tipului anterior. Mai face parte și presa K 453 care adună paiele și fînul, le balotează și aruncă baloturile în autovehiculele care le transportă. Printre produsele de vîrf pe care le-a prezentat la tîrg au fost și mașina automotoare de cosit și tăiat paie E 281, presa de balotat furaje GM 802, vînturătoarea K 525, moara cu cilindri GM 420 A 03 și linia de pregătire a aluatului pentru chifle, cu o lățime maximă de lucru de 3 m și cu un cuptor continuu BN 81.

Combinatul Impulsa a prezentat gama sa de instalații de mulgere verificată de decenii și perfecționată continuu cu cele mai noi modernizări ; cuprinde utilaje de la cele cu vase de capacitate mică pînă la cele cu dispozitive turnante, carusele de muls pentru cirezi de 2000 de vaci cu lapte. În funcție de instalația de mulgere, sînt realizate sistemele mecanice de tratare a laptelui cu separatoarele și pompele respective. Au fost prezentate linii de preparare continuă a untului din smîntînă acidificată sau din smîntînă dulce și a brînzei albe ; de pasteurizare a laptelui și a smîntînii, instalații care permit tratarea unor mari cantități de lapte, pe suprafețe reduse. O astfel de linie prelucrează 10 000 l/h.

Construcția de mașini din R.D. Germană este un furnizor general pentru complexe agroindustriale, de programe cuprinzînd, între altele, utilaje de depozitare și distribuire a alimentelor pentru bovine și porcine, instalații de creștere a viteilor, linii de preparare a porțiilor de alimente și de paie, de preparare a furajelor mixte, de curățare a cerealelor și de preparare a semințelor, silozuri și echipamente de brutărie.

În domeniul **mecanicii grele,** numeroși expozanți din 12 țări și din Berlinul de vest au prezentat produse selecționate, instalații și utilaje pentru siderurgie, metalurgie și turnătorie, tratamentul și prelucrarea firelor metalice și a angrenajelor industriale. Invest Export și Technocommerz din R.D. Germană s-au situat pe unul din primele locuri. Combinatul de construcții de mașini grele „Ernst Thälmann" din Magdeburg (SKET) a expus machete de instalații și de utilaje reprezentînd o mostră elocventă a programului său de fabricație și a capacității sale de furnizor de instalații complete. Astfel, în centrul complexului de echipamente pentru metalurgie se afla macheta unei uzine complete de prelucrare a sîrmei metalice cu mai multe etape așa cum a fost construită în perioada 1976—1977 în Republica Algeriană Democrată și Populară. Instalația prelucrează simultan 4 fire metalice cu o viteză finală de 50 m/s și o producție anuală de 540 000 t. În prezent, alte instalații, cu viteze ajungînd la 70 m/s, pentru oțeluri speciale și altele, se află în construcție, de ex. în U.R.S.S.

Tot la acest tîrg, a fost expusă o cajă pentru laminor duo, la cald, ultimul tip dintr-o serie de caje de laminor cu coloane, cu diametrele cilindrilor între 250 și 630 mm.

De asemenea, erau prezente o mașină de îndreptat tablă și o instalație de împachetare și legare, necesară în atelierele de finisare a sîrmei. Instalația completă de obținere a sîrmei și a cablurilor are o capacitate anuală de circa 24 000 tone de sîrmă de oțel și de 4000 tone de cabluri metalice. Mașina de toronat rapidă SRN 6 x 800, destinată fabricării cablurilor și cordoanelor de înaltă calitate din oțel, cupru și aluminiu, precum și pentru fabricarea de conducătoare izolate cu materiale plastice sau cauciuc, este un utilaj modern, de mare specializare, ca și mașina de țesut fire metalice fără navetă, UBAW 0,63, pentru țesături fine și semigrele, în care firul de bătătură este introdus direct, plecînd de la bobine sau rulouri, ca și mașina de tragere a firelor fine UDZWGT 10/19.12. gl., destinată trefilării și bobinării firelor de oțel de mare rezistență, pentru fire cu diametre sub 0,15 mm.

În programul de fabricație al firmei SKET, producția de instalații pentru fabrici de ciment ocupă un loc important. Din 1945 și pînă în prezent, a proiectat, realizat și montat 275 astfel de linii ; experiența acumulată îi permite să ofere instalații cu debite de klinker de 4000 t/zi și linie. O fabrică de ciment

cu 3 linii tehnologice, după procedeul uscat, are o capacitate anuală de 1 800 000 ciment Portland. O astfel de fabrică a fost construită la Cienfuegos în Republica Cuba. La Tîrg au fost prezentate machete ale fabricii complete și a instalației de concasare a produsului brut, a cuptorului rotativ și a unei instalații de concasare a cimentului.

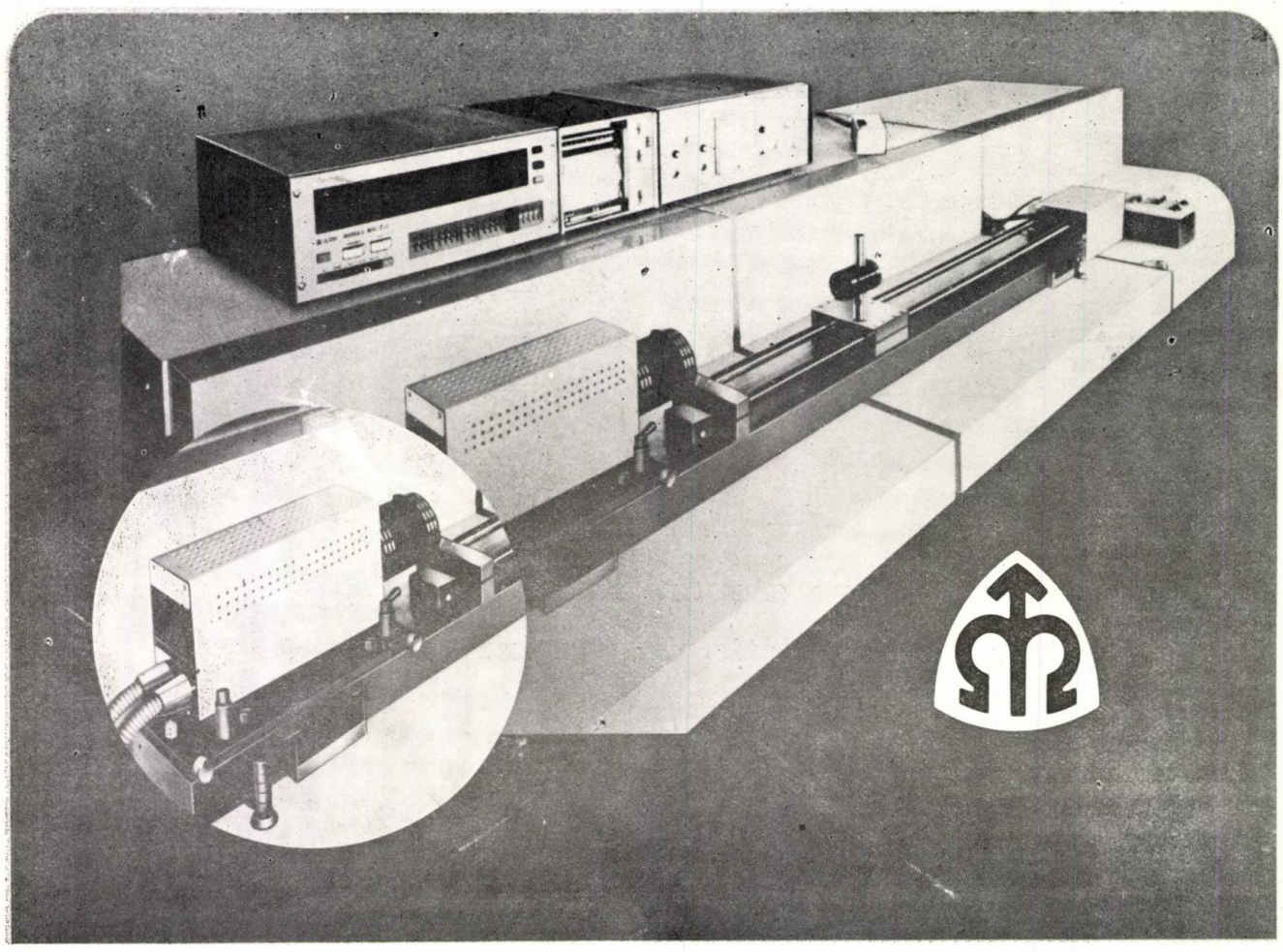
Întreprinderea GISAG din Leipzig a demonstrat progresele realizate în mecanizarea și automatizarea producției de piese turnate, cu ajutorul instalațiilor de formare automată, a unui nou tip de melanjor continuu AHD R 8 care permite întărirea chimică a amestecului de formare. A fost expusă pentru prima dată o parte din instalația de formare automată MULTOMATIC 40.2, cu mașina automată de formare cu un post, diverse dispozitive, centrala de comandă, transportor cu role etc. Astfel de instalații sînt destinate formelor pentru piese din fontă cenușie și fontă cu grafit nodular.

Instalația MULTOMATIC 20 dispune de o mașină automată de formare cu 4 posturi iar MULTOMATIC 40.5, de o mașină automată de formare cu un post. Noul melanjor AMD R 8 servește la obținerea formelor și a miezurilor pentru piese de dimensiuni medii și mari, cu greutăți peste 100 kg, din amestecuri cu întărire rapidă, cu lianți organici sau anorganici ; are un randament de 6 000—10 000 kg de amestec preparat.

Întreprinderea GISAG proiectează și livrează unități complete, alcătuite dintr-o turnătorie de fontă, una de oțel, un atelier școală și un atelier de prelucrare. Un astfel de complex industrial a fost construit și echipat în Algeria, la Berruaghia, în 1977.

Condiții de prezentare a manuscriselor pentru revista „Construcția de mașini"

1. **Textul** unui articol împreună cu desenele să nu depășească 15 pag. convenționale, 2000 semne.
2. **Dactilografierea** se execută la 2 rînduri în pag. de 2000 semne, pe hîrtie albă, pe o singură față a filei. Pagina va avea o margine albă de 3 cm lățime în stînga. Formulele se scriu foarte clar, cu semnele matematice și literele conf. STAS suficient de mari, cu tuș.
3. **Desenele** se execută în tuș pe calc, la dimensiuni între formatele A6 și A4. Dacă sînt figuri-foto, acestea nu trebuie să depășească formatul A4 și să fie foarte clare, cu efectele de contrast foarte pronunțate.
4. **Toate figurile și tabelele** care însoțesc articolul trebuie menționate în text. Figurile trebuie să aibă titluri și legende și să fie însoțite de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată de textul articolului. Nu se va scrie pe nici o figură titlul și legenda ; legătura se face prin numărul lor conf. borderoului separat într-un plic adecvat prezentate. In tipografie diferitele elemente ale materialului (text, borderou de figuri, bibliografii, (tbele) se prelucrează în secții diferite, de aceea ele trebuie prezentate pe foi separate.
5. **Tabelele** trebuie dactilografiate pe foi separate de text (în text li se va indica doar locul ca și pentru figuri), deoarece au alt regim tipografic.
6. **Bibliografia** trebuie dactilografiată tot pe o pagină de text și prezentată conf. STAS nr. 6153—60 și anume : **Cărți :** numele autorului, inițiala prenumele autorului, titlul cărții (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual traducerea în lb. română), numărul ediției în cifre arabe, numărul volumului în cifre arabe, numărul volumului în cifre romane, locul publicării, pagina la care se trimite sau prima și ultima pagină a fragmentului. **Periodice :** numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul articolului (dacă este o lucrare străină se va da titlul în original, eventual cu traducerea în lb. română), titlul periodicului precedat de cuvîntul „In", numărul volumului sau anul de apariție (în cifre arabe) numărul de ordine al numărului de periodic, data numărului, pag. citată sau a articolului întreg, după cum citează, doar o anumită pagină, un fragment, sau un articol în întregime. Cînd lucrarea citată a fost tradusă în lb. română, titlul se scrie în traducere, dar cu mențiunea că lucrarea a fost tradusă și din ce limbă.
7. **Predarea la redacție** a manuscrisului dactilografiat se face în două ex., din care un original și o copie. Originalul este însoțit de desenele în tuș pe calc și fotografii cînd este cazul, iar cel de-al doilea exemplar este însoțit de ozalide sau xerocopii ale figurilor în calc sau de al doilea rînd de fotografii cînd este cazul.
8. Autorul trebuie *să garanteze conținutul științific* al articolului, iar textul prezentat redacției să fie revizuit după dactilografiere, deoarece în timpul fazelor editoriale și tipografice nu îl mai revede, deci nu mai poate interveni în acest text după predarea manuscrisului.
9. Conf. regulilor editoriale manuscrisele și figurile — publicate sau nu — nu se mai restituie autorului.
10. Materialele, prezentate conform regulilor de mai sus, se primesc la redacția revistei „Construcția de mașini", la următoarea adresă :
    OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PT. ND. CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
    Redacția revistei „Construcția de mașini" : Cal. Victoriei 133, S. 1, clădirea mică, parter, cod 71102 BUCUREȘTI, Of. poștal 22, Căsuța poștală 2974.
11. Orice informație și referință se pot obține la telefoanele : 50.31.30 (direct) și 50.40.90./253 sau 274, redactor : ȘERBAN TEODORESCU.
12. Materialul va fi însoțit — obligatoriu — de o **adeverință** semnată de conducerea instituției unde activează autorul, specificînd respectarea legilor în vigoare cu privire la păstrarea secretului.
13. Va fi însoțit și de **rezumatele lucrării** în lb. română, franceză, engleză, rusă și germană.



Ați auzit vorbindu-se despre laser ?

Laserul cu monofrecvență heliu+neon LA 1000 este o sursă stabilă de radiații luminoase cu înaltă coerență în timp, care iradiază într-un singur tip de frecvență longitudinal și transversal, la lungimea de undă de 0,63299141 µm. Se poate utiliza îndeosebi în interferometrie pentru măsurări interferențiale la o distanță de ordinul a zeci de metri (măsurări de lungime și deplasare, deformări mecanice și termice, măsurări ale unghiurilor mici, măsurări la viteze și la studiul caracteristicilor și schimbărilor materialelor transparente etc.). Instalațiile la care se poate utiliza laserul LA 1000. Aparatul universal de măsurare a lungimilor LA 3000 se poate folosi în construcția de mașini la controlul pieselor componente, al produselor și mașinilor asamblate (inclusiv sistemele de măsurare), la măsurarea tuturor dimensiunilor lineare în valori absolute cu separarea limită de 0,08 mm; ca organ de măsurare, în special pentru mașini cu comandă numerică. Ieșirile numerice ale LA 3000 permit utilizarea aparatului cu comandă program și la automatizarea controlului și măsurărilor.

Componența aparatului universal de măsurare a lungimilor LA 3000. Laserul LA 1000 este completat cu următoarele aparate: interferometru LA 210; reflector LA 220; circuit electronic de interpretare LA 310; dispozitiv de telecomandă LA 330. Instalația permite: citirea directă a datelor pe panoul circuitului electronic de interpretare, efectuarea înregistrării analogice a erorilor pe înregistrator și, folosind unitățile complementare corespunzătoare, imprimarea datelor cu ajutorul unei mașini de scris electrice, sau înregistrarea pe bandă perforată și înregistrarea magnetică. Aparatul universal de măsurare a lungimilor LA 3000 poate asigura perfecționări ulterioare ale produselor dv.

Exportatorul exclusiv al acestui aparat — Intreprinderea de Comerț Exterior KOVO vă furnizează toate informațiile utile!

EXPORT
IMPORT
KOVO
PRAHA
CZECHOSLOVAKIA

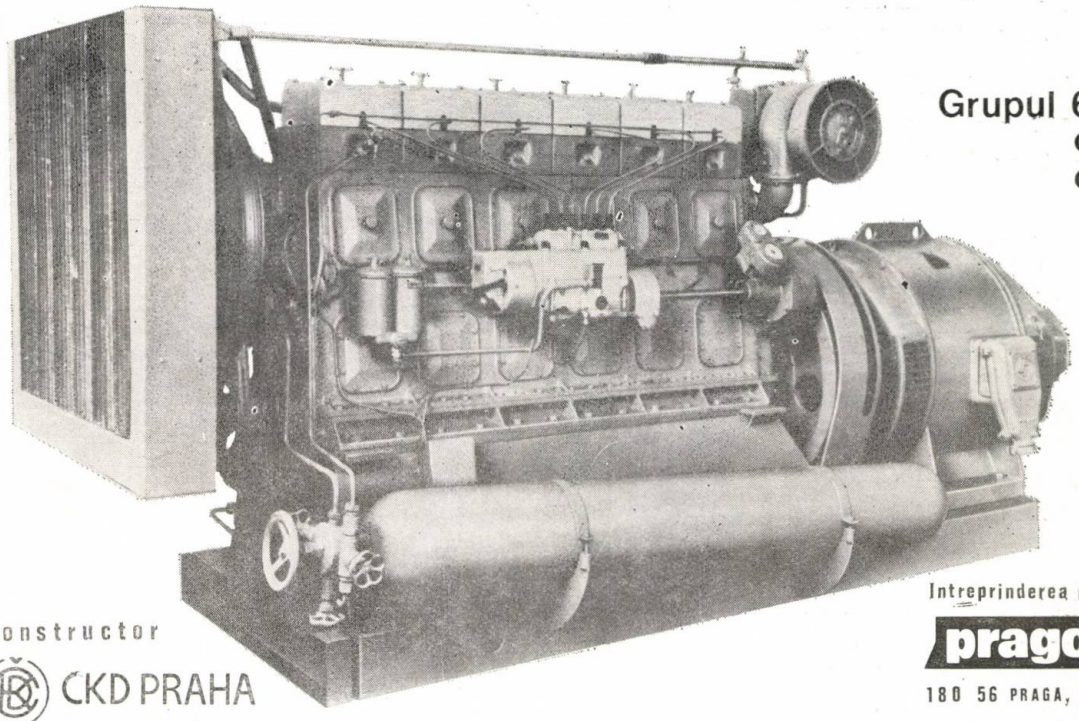
PUBLICOM

CENTRALE DIESEL ELECTRICE AUTOMATE DE 23 SI 608 kVA

Sînt destinate consumatorilor pentru care este necesară furnizarea continuă de curent electric. Funcționarea lor este declanșată automat în cazul întreruperii alimentării sectorului sau în cazul căderii de tensiune.

Motoarele diesel construite de întreprinderea ČKD Praga și motoarele Slavia se caracterizează prin mare longevitate funcțională și o remarcabilă fiabilitate.

Alternatoarele standardizate funcționează la tensiunea de 400/231 V și 50 Hz.



Grupul 6S 275 II PN cu o putere de 405 kVA

constructor

ČKD PRAHA

exportator

Intreprinderea de comerț exterior

pragoinvest

180 56 PRAGA, R.S.CEHOSLOVACA

publicom

REVISTA

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCTIILOR DE MASINI

prezintă în paginile sale cele mai valoroase realizări ale cercetării și proiectării românești în următoarele domenii:

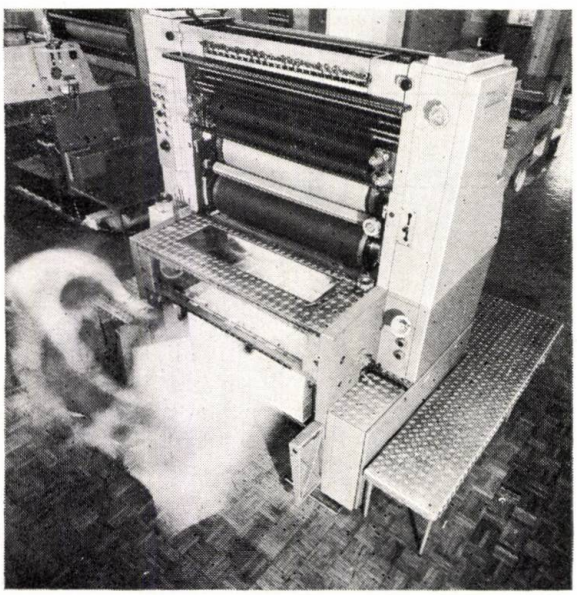
- MATERIALE NOI, ORGANE DE MASINI, PROTECTIA SUPRAFETELOR
- APARATE DE MASURA SI CONTROL, CALITATE, FIABILITATE
- ECHIPAMENTE PENTRU SUDARE, ECHIPAMENTE DE TURNATORIE
- ECHIPAMENTE ENERGETICE
- ECHIPAMENTE TEHNOLOGICE
- MIJLOACE DE TRANSPORT
- TRACTOARE SI MASINI AGRICOLE
- MASINI DE RIDICAT SI TRANSPORTAT
- PALETIZARE, CONTEINERIZARE, DEPOZITARE
- MASINI-UNELTE, PRELUCRARI LA CALD
- MECANICA FINA, OPTICA

RCM

Rulmenții de precizie Timken cu două rînduri de corpuri de rulare asigură tipărirea corectă în noua presă de tipar ofset Miller SC 36.

Pînă la 12.000 coli pe oră de dimensiunea DIN A1 sînt tipărite la mașina ofset SC 36, ultimul produs de succes al firmei Miller-Johannisberg Druckmaschinen GmbH, Wiesbaden-Biebrich. Mașina SC 36 care poate fi folosită pentru o gamă vastă de tipuri și greutăți de hîrtie, are nevoie numai de perioade foarte scurte de reglaj și este proiectată astfel încît să asigure un acces rapid și sigur la toate elementele de funcționare, în ciuda spațiului restrîns de 7 m² pe care îl ocupă. Cilindrul de imprimare, cilindrul portformă și cilindrul de presiune rulează pe rulmenți de precizie Timken cu două rînduri de corpuri de rulare spre a garanta o calitate constantă de tipărire.

Proiectată pentru o tipărire de calitate superioară și multicoloră și cu viteze mari de imprimare, mașina SC 36 este oferită în mod special ca presă de tipar ofset ideală de coli pentru firme mici și mijlocii care trebuie să execute o mare varietate de

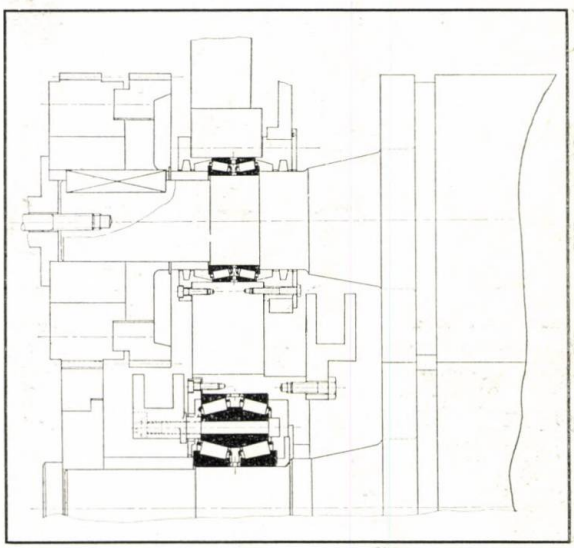


comenzi și editări diferite. Precizia excelentă a registrului chiar la viteze mari este garantată într-o egală măsură de folosirea a patru rulmenți de precizie Timken cu role conice tip TDO, ca și de doi rulmenți excentrici speciali cu role conice aflați în ansamblul de tipărit al mașinii.

Cînd firma Miller-Johannisberg a luat decizia de a produce noua mașină SC 36, ea a intrat în contact cu firma Timken încă din primele faze ale proiectării. Avînd o experiență favorabilă cu rulmenții Timken folosiți deja în mașina TP 38/41, firma dorea rulmenți adecvați și de încredere pentru cilindrul de imprimare care era proiectat să ruleze la mari viteze de funcționare.

Timp de un an și jumătate inginerii firmelor Miller și Timken au conlucrat strîns pentru soluționarea problemei, iar eficacitatea soluției găsite poate fi acum observată în excelentele date de performanță ale mașinii SC 36. Rulmenții Timken prereglați folosiți în acest caz garantează gradul dorit de rigiditate și precizie funcțională și, în același timp, s-au dovedit a fi o soluție la un cost remarcabil de redus pentru firma Miller-Johannisberg.

Rulmenții Timken sînt folosiți actualmente în toate ramurile ingineriei mecanice, de la mașini de tipărit, la mașini de spălat și autovehicule și pînă la cărucioare elevatoare cu furcă.

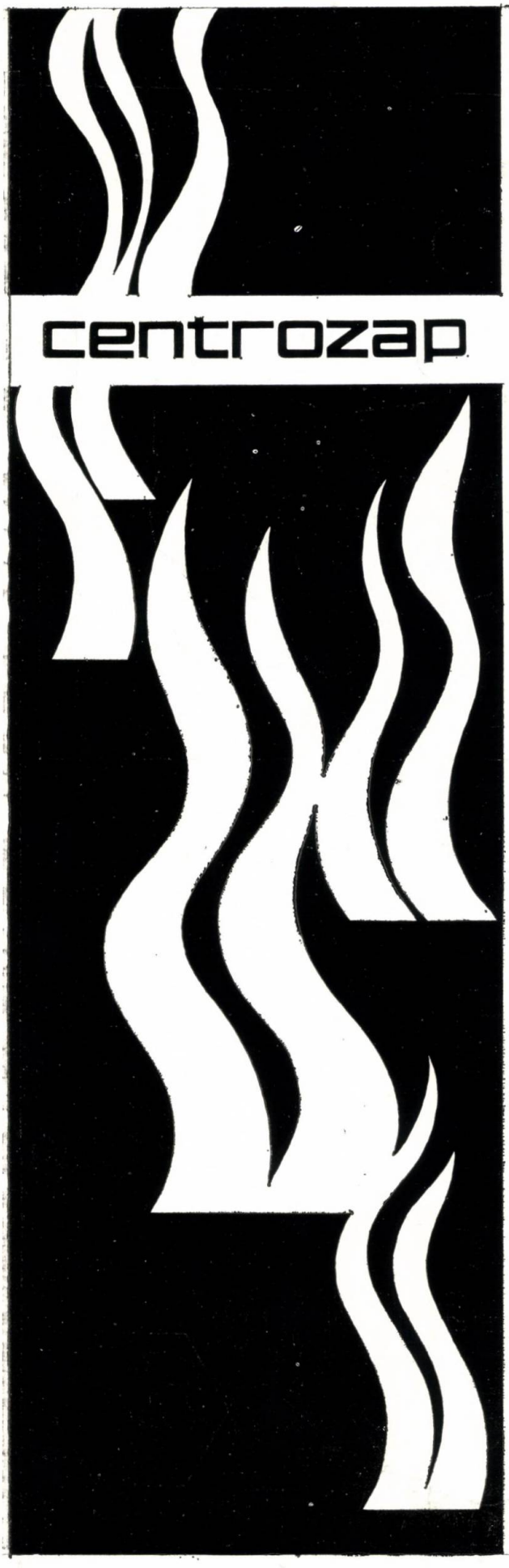


In cei peste 75 de ani de colaborare cu industria, Timken a dezvoltat o gamă vastă de rulmenți cu role conice de calitate superioară pentru necesitățile specifice ale unei mari varietăți de întrebuințări, acești rulmenți fiind folosiți în aproape toate cazurile în care era nevoie de elemente de sprijin pentru piese rotative de mașini. De pildă la mașini-unelte. In vehicule de transport feroviar și mașini agricole. In instalații industriale de toate tipurile. Chiar pentru telescoape.

Firma Timken va colabora de asemenea cu Dumneavoastră dacă este vorba de proiectarea unor produse pentru o performanță maximă și la cost redus. Vă rugăm să intrați în contact cu noi. Dacă este posibil încă din faza inițială a lucrărilor de proiectare.

Timken France – Succursale de The Timken Company, B.P. 89, 68002 Colmar Cedex

TIMKEN®
MARCA DEPUSĂ
RULMENTI CU ROLE CONICE



ÎNTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

40—036 Katowice, Ligonia 7, Polonia
Căsuța poștală: 825 Telex 0312—416
Telefon: 513—401

Oferă pentru o gamă largă de:

INSTALAȚII DE VENTILARE destinate pentru:
- uscare prin flux de aer cald sau de gaze de ardere;
- insuflare în focare și cuptoare industriale;
- aspirarea gazelor combustibile în cuptoare industriale și cazane de abur;
- aerisirea galeriilor de mină, a atelierelor și a halelor industriale, a navelor, a sălilor de spectacol, a atelierelor meșteșugărești, a depozitelor.

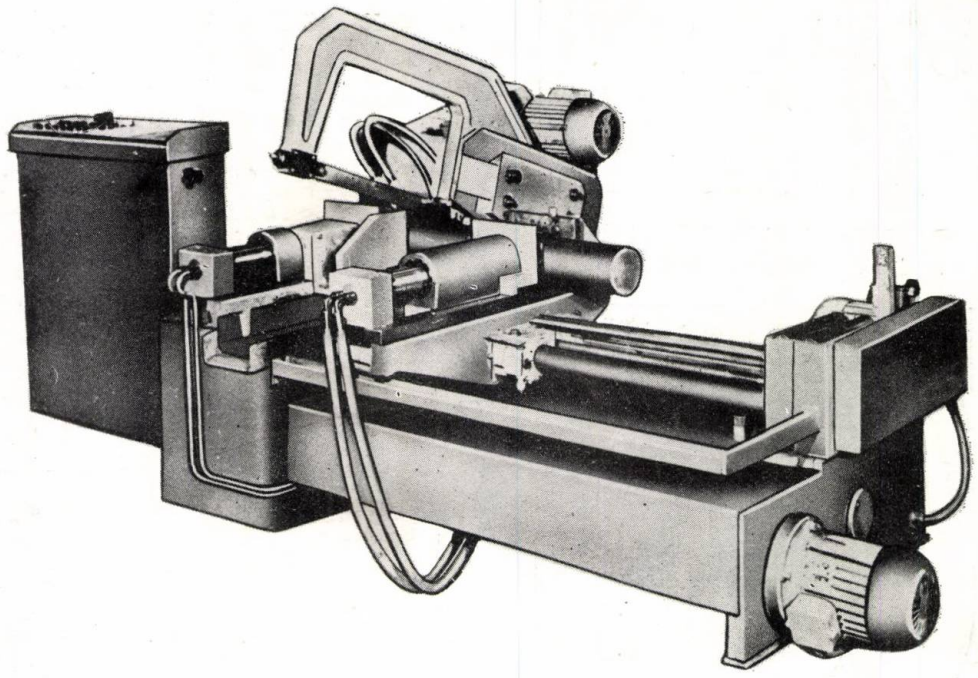
INSTALAȚII DE CLIMATIZARE bazate în cea mai mare parte pe licențe franceze, din care:
- centrale de climatizare cu un randament între 40 000—160 000 m^3/h;
- aparate de suprasaturare nefixate la sol, cu un randament între 3 000—40 000 m^3/h — destinate cu precădere industriei textile;
- instalații de condiționare a aerului, de tipul „sub fereastră";
- instalații de condiționare a aerului pentru cabinele podurilor rulante;
- sisteme de climatizare automate pentru industria ușoară.

INSTALAȚII DE DESPRĂFUIRE, CU:
- saci filtranți;
- electrofiltre sau filtre cu insuflare intermitentă;
- filtre uscate sau umede;
- cicloane, multicicloane și altele;
- instalații pentru absorbția gazelor anorganice și purificarea catalitică a gazelor.

Echipamentele menționate mai sus sînt furnizate cu planul și instalațiile complete pentru desprăfuirea sau purificarea gazelor sau aerului, destinate industriei siderurgice, turnătoriilor, industriei chimice, industriei prelucrătoare și industriei energetice. Efectuăm și analize ale gradului de poluare a atmosferei și a zonelor de protecție sanitară în întreprinderi industriale.

publicom

FERASTRAU AUTOMAT DE MARE PRODUCTIVITATE ON-254



Gama de tăiere-diametru	**250 mm**
Gama de tăiere dreptunghiulară	**210×280 mm**
Viteza medie de tăiere	**10, 13, 16, 20, 26, 32**

- Instalația hidraulică prevăzută cu distribuție optimă automată a efortului de avans pentru fiecare cursă de lucru, indiferent de dimensiunea, profilul și duritatea materialului de prelucrat ;
- Ghidaje fără interstiții ;
- 6 viteze de tăiere ;
- Cursă inversă accelerată ;
- Secțiune în formă arcuită ;
- Reglare progresivă într-o gamă largă a efortului de avans ;
- Ridicare hidraulică a uneltei la mersul în gol ;

BULGARIE

EXPORTATOR: VTO

MACHINOEXPORT

Sofia, str. Aksakov nr. 5.

TEL. : 88.53.21

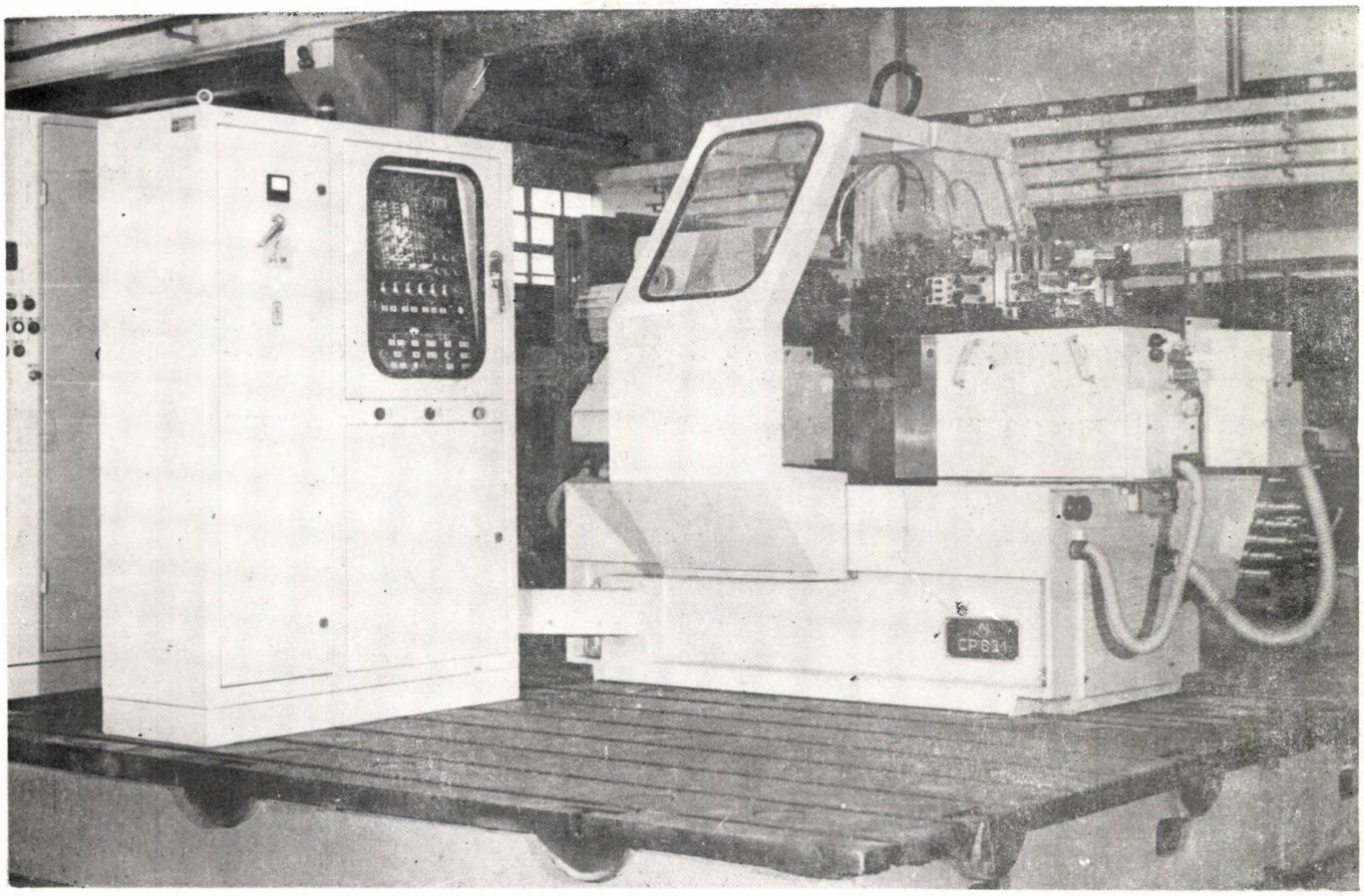
TELEX: 023-425

TELEGRAME: MASINOEXPORT - SOFIA

PUBLICOM

BULGARIE

MACHINOEXPORT



Strung revolver automat cu comandă numerică

SR 631

— Timp deosebit de scurt pentru programare și reglare ;
— Utilizare efectivă la prelucrarea pieselor de serie mică și mijlocie ;
— Mișcare rapidă a suportului în orice direcție ;
— Strungul este comod în exploatare ;
— Construcția strungului este rigidă și compactă.

Diametrul maxim al barelor de materiale	mm 63
Diametrul maxim pe suportul transversal	mm 220
Turația arborelui principal al strungului	rot/min 40—2 000
Puterea motorului principal	kW 13
Greutatea strungului	kg 3 900

Exportator :

MACHINOEXPORT
Sofia, str. Aksakov nr. 5

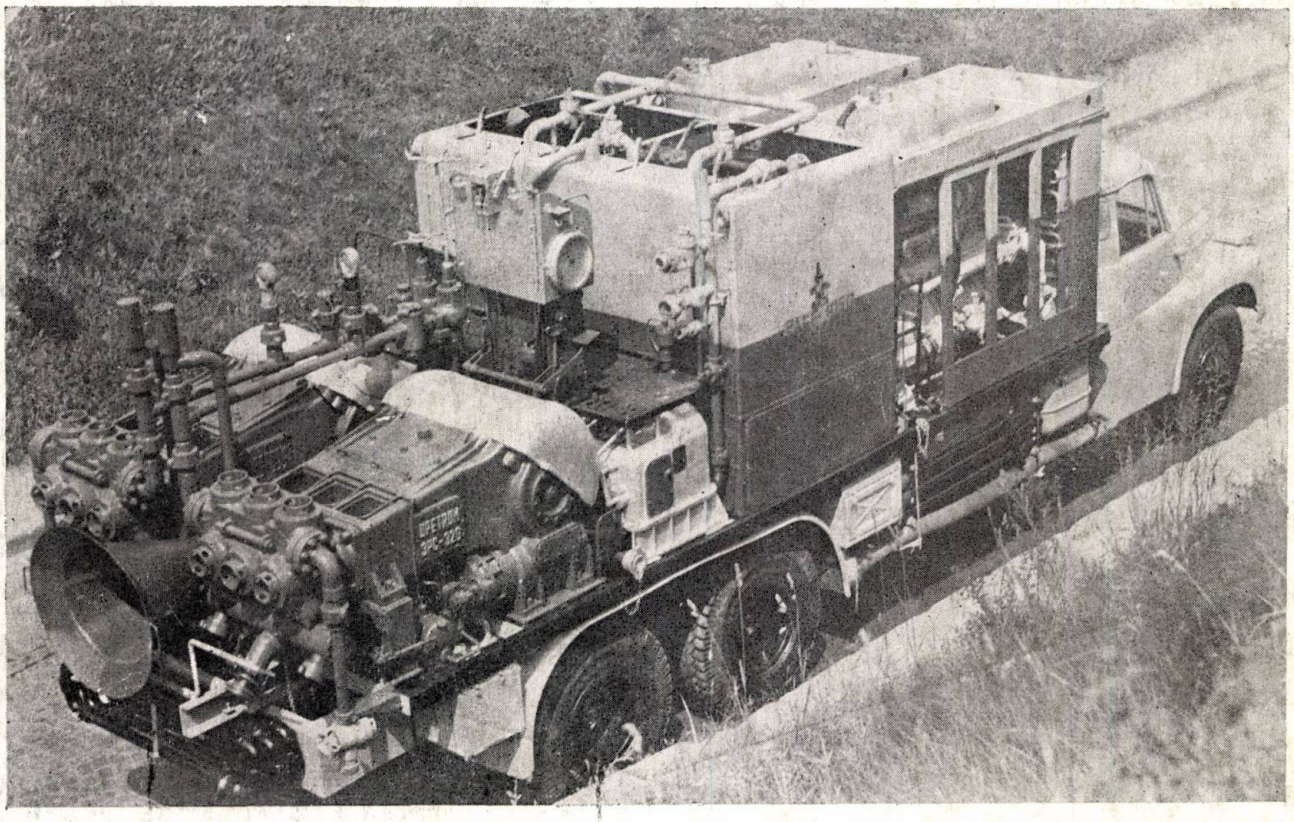
Tel : 88.53.21
Telex : 23 – 425
Telegrame : MACHINOEXPORT — Sofia

PUBLICOM

RÉALISATIONS
de prestige de la construction de machines
DE LA ROUMANIE

Groupe de cimentation
et de fissuration
2 ACF-1050

exécutée par les usines « 1 Mai » de Ploiești



conçu en vue d'effectuer, aux puits de pétrole ou de gaz, les opérations spéciales qu'exige le pompage des fluides à grand débit et pressions très hautes

- Deux pompes triples à pistons de haute pression
- Commandes — centralisées
- Puissance hidraulique — 600 ch
- Pression de travail pour véhiculer des fluides à un début maximal — 1 050 bars / 85 l/sec
- Reservoir — 4 000 l
- Mixer à jet a trois buses pour cimentation, capacité de préparation du ciment sec — 100 t/h

= 3279

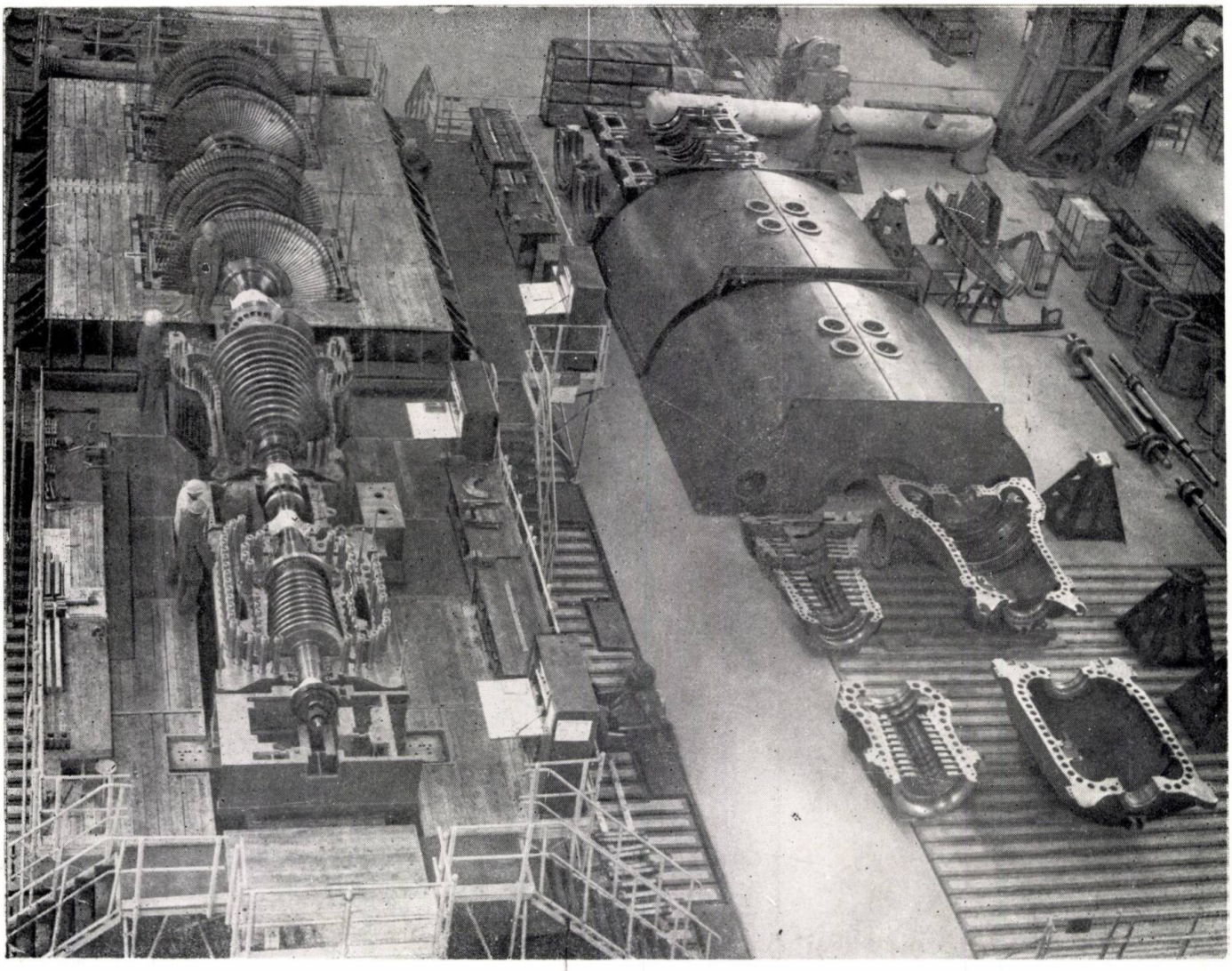
- TEHNOLOGII NOI ÎN INDUSTRIA CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
- TIB '78

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

11

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI ■ BUCUREŞTI ■ ANUL XXX ■ NOIEMBRIE ■ 1978

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA



TURBOAGREGAT DE 330 MW

TURBINA

Putere — 330 MW
Turație — 3000 rot/min

Parametrii aburului :

Presiune — 136 ata
Temperatură — 535°C
Greutate — 485 t

TURBOGENERATOR THA 330-2

Putere — 388 MVA
Tensiune — 24 kV
Cos ∅ — 0,85
Frecvență — 50 Hz
Greutate — 315 t

Produsul se livrează prin Intreprinderea de comerț exterior „UZINEXPORTIMPORT", Calea Victoriei 133, C.P. 2993, telex 011214, telefon 50 25.35.

1979 JAN 5

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 11, NOIEMBRIE, 1978

CUPRINS

TEHNOLOGII NOI ÎN CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

CIOBANU, I., CIȘMAȘ, A.: **Prepararea amestecurilor de formare fluide prin vibrare.** 551

BOBANCU, S., IONESCU S., SAMOILĂ, C., VULCU V.: **Implicațiile tehnologice ale determinării cu precizie mărită a coeficienților de frecare la amestecurile de formare.** 555

STĂNCESCU, E.: **Probleme ale tehnologiilor de extruziune a aliajelor de aluminiu tip dural.** 558

GHIZDAVU, V.: **Probleme specifice la alegerea parametrilor de lucru la ambutisarea prin explozie în nisip.** 563

IONESCU, N., LIXANDRU, P., GHIZDAVU, N.: **Unele criterii de proiectare a mașinilor de sudat prin frecare și criterii de proiectare și alegerea ciclului de lucru la mașinile de sudat prin frecare.** 566

VINTILĂ, N.: **Aspecte tehnico-economice ale aplicării metalurgiei pulberilor în industria constructoare de mașini și aparate.** 571

DRIMER, D., VOICU, M., NEGULESCU, V., UDRESCU, F., TOPALĂ, ALEXANDRA, GLADCOV, P., PĂUȘAN, D.: **Controlul produselor laminate în cimp magnetic.** 573

VUCU, I., SAVII, G.: **Aspecte ale influenței presiunii statice asupra prelucrării ultrasonice cu suspensie abrazivă a feritelor.** 574

BOLȚ, D., HADÎRCĂ, IULIANA, NICA, N., STĂNCIULESCU, C: **Profilarea suprafețelor plane în spațiu.** 577

TÎRGURI ȘI EXPOZIȚII

Tîrgul Internațional București — o competiție a noutăților tehnice românești. 579

Produse de prestigiu ale construcției de mașini la TIB '78. 582

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef: ing. Teodosia Oprescu
Redactor: Șerban Teodorescu
Consultant științific: Prof. dr. ing. Dolphi Drimer

SUMAR

CZ : 621.742.4

Ciobanu, I., Cişmaş, A. : **Prepararea amestecurilor de formare fluide prin vibrare.**

Se prezintă construcţia amestecătorului vibrator realizat de autori şi rezultatele experimentale privind influenţa unor factori constructivi şi tehnologici asupra operaţiei de omogenizare a amestecurilor de formare fluide. Concluziile sintetizează avantajele acestei tehnologii şi posibilităţile de folosire în industrie.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 8 fig., 2 ref.

CZ : 621.742.4

Bobancu, S., Ionescu, S., Samoilă, C., Vulcu, V. : **Implicaţiile tehnologice ale determinării cu precizie mărită a coeficienţilor de frecare la amestecurile de formare.**

Se prezintă coeficienţi de aderenţă (frecare statică) între amestecurile de formare crude şi diverse suprafeţe de lucru, datele fiind utilizabile direct, în producţie. Deosebirea practică între frecarea de forfecare superficială şi frecare propriu-zisă se bazează pe analiza — cu metodele clasice — a unui număr important de măsurări realizate cu un aparat de precizie superioară.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 2 fig., 1 tab., 3 ref.

CZ : 621.771.4 : 669.715

Stăncescu, E. : **Probleme ale tehnologiilor de extruziune a aliajelor de aluminiu tip dural.**

Interdependenţa între operaţiile tehnologice de fabricare a semifabricatelor turnate pentru extruziune şi operaţiile care preced extruziunea impune o serie de determinări, de ex. pentru dural : conţinutul de H_2, impurităţile metalice, neuniformitatea deformaţiei (influenţată de forţele de frecare exterioară, diferenţa de temperatură între scule şi materialul ce se extrudează variaţia temperaturii, forma sculelor, finisarea suprafeţelor.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

CZ : 621.935

Ghizdavu, V. : **Probleme specifice ale alegerii parametrilor de lucru la ambutisarea prin explozie în nisip.**

După analiza principalelor aspecte teoretice şi practice ale ambutisării prin explozie în nisip, sînt prezentate ecuaţiile de bază ale propagării undelor de şoc în nisip şi metoda de calcul al mărimilor caracteristice : viteza sunetului, viteza undei de şoc, presiunea maximă şi impulsul produse prin explozie. Partea experimentală cuprinde informaţiile tehnologice privind ambutisarea prin explozie în nisip a unor piese din oţel carbon OL 37, oţel austenitic 13 NC 185 X şi aluminiu Al 99,5.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 2 fig., 3 tab., 3 ref.

CZ : 621.791

Ionescu, N., Ghizdavu, V., Lixandru, P. : **Unele criterii de proiectare a maşinilor de sudat prin frecare şi consideraţii privind alegerea ciclului de lucru pentru aceste maşini.**

Ciclul de lucru al maşinilor de sudare prin frecare trebuie să realizeze — în condiţii de reproductivitate perfectă — principalii parametri care intervin în procesul sudării : viteza relativă de rotaţie a pieselor, presiunea de contact, durata fazelor, precum şi reducerea timpilor morţi şi o productivitate cît mai mare. Sînt prezentate criteriile care au stat la baza stabilirii ciclului de lucru al maşinilor de sudare prin frecare de concepţie originală : MSF-D 1, MSF-22.10, MSF-17.8 şi MSF-30.20. Sînt date un tabel conţinînd valorile parametrilor realizaţi la sudarea cîtorva materiale şi ciclograma maşinii MSF-30.2.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 3 fig., 2 tab., 5 ref.

CZ : 621.762 : 621

Vintilă, N. : **Aspecte tehnico-economice ale aplicării metalurgiei pulberilor în construcţia de maşini şi aparate.**

Articolul analizează cadrul de valorificare a metalurgiei pulberilor la nivel de ramură industrială sau de unitate productivă. Consideraţiile au în vedere, pe de o parte, cererea crescîndă de produse sinterizate (foarte variate ca formă, compoziţie şi proprietăţi şi fabricate în serii mici, mari, sau în masă), iar — pe de altă parte — utilajele de bază, deosebit de complexe, de mare productivitate şi cu domenii limitate de folosire.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 2 fig., 1 tab., 4 ref.

CZ : 620.192 : 621.746.77

Drimer, D., Voicu, M., Negulescu, V., Udrescu, F., Topală, Alexandra, Gladcov, P., Păuşan, D. : **Controlul produselor laminat, în cîmp magnetic.**

Lucrarea descrie instalaţia experimentală pentru defectoscopie magnetică cu pulberi, cu vizualizare pe monitor de televiziune, denumită „TEHNOMAG-01", care a fost realizată în cadrul Catedrei de Tehnologia Materialelor şi Sudură, a Facultăţii T.C.M. Institutul Politehnic Bucureşti. Folosind metoda magnetizării transversale, instalaţia este destinată studiului şi punerii în evidenţă a defectelor de suprafaţă în piese laminate din materiale feromagnetice.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr 11, 2 fig., 4 ref.

CZ : 621.9 : 534.321.9

Vucu, I., Savii, G. : **Aspecte ale influenţei presiunii statice asupra prelucrării ultrasonore cu suspensie abrazivă a feritelor.**

Pe baza experienţelor, sînt prezentate aspecte noi ale influenţei presiunii statice asupra timpului de bază. In cazul executării alezajelor pătrunse, la o valoare a presiunii statice corespunzătoare timpului de bază minim, străpungerea obiectului prelucrat este precedată de forfecarea unui strat de material neerodat, care deteriorează suprafaţa prelucrată. Dependenţa dintre grosimea stratului forfecat şi presiunea statică — determinată analitic — a fost confirmată experimental, stabilindu-se condiţii pentru diminuarea şi chiar eliminarea forfecării.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 4 fig., 1 ref.

CZ : 621.9.015

Bolţ, D., Hadîrcă, Iuliana, Nica, N., Stănciulescu, C. : **Prelucrarea suprafeţelor plane în spaţiu.**

Lucrarea prezintă o metodă nouă şi un dispozitiv de profilare a suprafeţelor plane în spaţiu. Metoda se aplică la elementele mari. Matriţa realizează profilul unui astfel de element prin intermediul punctelor discrete a căror poziţie poate fi riguros calculată în raport cu un sistem de coordonate. In aceste condiţii componentele matriţei nu mai păstrează curba clasică.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 8 fig.

CONTENS

DC : 621.742.4

Ciobanu, I., Cişmaş, A.: **The preparation of the fluid moulding batch, by vibration.**

There is presented the construction of the vibration moulding batch and some results regarding the influence of some constructive and tehnological factors on the homogenization operation of fluid moulding batch. The conclusions generalize the advantages of this technology and use posibilities in industry.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 8 fig., 2 ref.

DC : 621.742.4

Bobancu, S., Ionescu, S., Samoilă, C., Vulcu, V.: **Technological implications of determination with high degree of precision, of friction coefficient at the moulding batch.**

There are presented adhesion coefficients (static friction) between the dry moulding batch an different working surfaces ; the data are directly used in production. The practical difference between the superficial shearing friction and the friction is based on the analize, by classical methods, of important measurings, with a precision measuring instrument.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 2 fig , 1 tab., 3 ref.

DC : 741.4 : 669.715

Stăncescu, E.: **Problems of extrusion technologies of aluminium alloys type DURAL.**

The interdependence between the technologic fabrication operations of casted semifinished goods, and operations which preceds the extrusion impose some determinations for dural : the H_2 content, metalical impurities, deformation (influenced by the external friction, the temperature difference between the tool and the material to be extruded, temperature variation, tool form and surface machining).

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr 11, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

DC : 621.985

Ghizdavu, V.: **Specific problems of choosing working parameters in deep drawing operations by sand explosion.**

After a deep analise of the principal theoretical and practical drawing by sand explosion, there are presented basic equations of shock waves in the sand and the calculation method of the main characteristics : sound velocity, shock wave velocity, maximal pressure and the impulse produced by the explosion. The experimental part contains technological informations regarding the deep drawing operation by sand, of some steel pieces, OL 37, austenite steel 13 NC 185 x and aluminium Al 99,5.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 2 fig., 3 tab., 3 ref.

DC : 621.791

Ionescu, N., Ghizdavu, V., Lixandru, P.: **Some projecting criterion of welding machines by friction and considerations regarding the duty cycle for these machines.**

The duty cycle for the welding machines by friction has to realise, the main parameters in the welding process ; this happens in normal repeatibility conditions : the relative rotation velocity of the pieces, the contact pressure, phase durance the reduction of dead time and a big productivity. There also are established criterions for the duty cycle of welding machines by friction of original conception : MSF-D 1, MSF 22.10, MSF 17.8 and MSF 30.20. There is shown a list containing parameters of some welded materials as well as the cyclograma of the machine, type MSF 30.2.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 3 fig., 2 tab , 5 ref.

DC : 621.762

Vintilă, N.: **Tehnico-economical aspects of powder metallurgy application in the construction of machines and instruments.**

The article analises the valorification possibilities of powder metallurgy in the machine building, for industrial branches or ever other productive unity. So, there is satisfied, on one side the growing of sinterized products (variation of form composition and properties confectioned in small, middle and big series), on the other side complex equipments of big productivity, having only a few fields of application.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 2 fig., 1 tab., 4 ref.

DC : 620.192 : 621 746.77

Drimer, D., Voicu, M., Negulescu, V., Udrescu, F., Topală, Alexandra, Gladcov, P., Păuşan, D.: **The control of milled products in the magnetic field.**

The work describes the experimental installation for magnetical defectoscopy with powder, and visualisation on the television monitor, called „Tehnomag-01" which has been realized by the Politechnical Institute of Bucharest, the faculty of welding and material technology. Using the method of transversal magnetization the installation is destinated for the study of surface defects in the feromagnetic milled pieces.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 2 fig., 4 ref.

DC : 621.9 : 534.321.9

Vucu, I., Savii, G.: **Aspects of the static pressure influence on ultrasonic processing with abrasive suspension, of ferrits.**

Based on experiences, there are presented new aspects of the static pressure influence, on the main time. In the case of boring reached at the value of static pressure which corresponds to the minim of basic time, boring of the piece to be processed, is preceded by shearing of an unerroded material, which deteriorates the surface. The dependence between the thickniss of the bored coat and the static pressure, analythical determined, has been experimental confirmed ; there are set up conditions for diminuation and elimination of the boring operation.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 4 fig , 1 ref.

DC : 621.9.015

Bolţ, D., Hadîrcă, Iuliana, Nica, N., Stănciulescu, C.: **Spatial profiling of plane plates.**

This work presents a new method and device for profiled surfaces forming curved and lined up in space. This method is applicable to the big parts. The die materialises the profile of the part by discret points. The position of these points can be rigorously calculated in comparison with a sistem of axes. Under there conditions the die components no longer preserve the classical block, shape.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 8 fig.

SOMMAIRE

CD : 621.742.4

Ciobanu, I., Cişmaş, A. : **La préparation des matériaux de moulage fluides par vibration.**

On y présente la construction du mélangeur à vibrations réalisé par les auteurs et les résultats expérimentaux concernant l'influence de certains facteurs constructives et technologiques sur l'opération d'homogènéisation des matériaux de moulage fluides. Les conclusions synthétisent les avantages de cette technologie et les possibilités d'utilisation dans l'industrie.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 8 fig., 2 ref.

CD : 621.742.4

Bobancu, S., Ionescu, S., Samoilă, C., Vulcu, V. : **Les implications technologique de la détermination avec précision augmentée des coefficients de frottement aux matériaux de moulage.**

On y présente les coefficients d'adhérence (forttement statique) entre les matériaux de moulage bruts et les différentes surfaces de travail, les données étant utilisables directement en production. La différence pratique entre le frottement de cisaillement superficiel et le frottement proprement-dit se fonde sur l'analyse — avec les méthodes classiques — d'un nombre important de mesures réalisées avec un appareil de précision supérieure.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 2 fig., 1 tab., 3 ref.

CD : 621.771.4 : 669.715

Stăncescu, I. : **Problèmes des technologies d'extrusion des alliages d'aluminium type DURAL.**

L'interdépendance entre les opérations technologiques de fabrications des semi-fabricats coulés pour extrusion et les opérations qui précèdent l'extrusion impose une série de déterminations, pour DURAL, par exemple : le contenu de H_2, les impuretés métalliques, l'irrégularité de la déformation (influencée par les forces de frottement extérieure, par la différence de température entre les outils et le matériel à extruder, la variation de la température, la forme des outils, le finissage des surfaces).

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 6 fig., 2 tab., 5 ref.

CD : 621.985

Ghizdavu, V. : **Problèmes particuliers du choix des paramètres de travail á l'emboutissage par explosion en salbe.**

Après une analyse sur les principaux aspects théoriques et pratiques de l'emboutissage par explosion en sable, on y présente les équations de base de la propagation des ondes de choc en sable et la méthode de calcul des grandeurs caractéristiques : la célérité du son, la vitesse de l'ondes de choc, la pression maxima et l'impulsion produites par explosion. La partie expérimentale comprend les informations technologiques concernant l'emboutissage par explosion en sable de certaines pièces en acier charbon OL 37, en acier austénitique 13 NC 185 X et en aluminium Al 99,5.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no, 11, 2 fig., 3 tab., 3 ref.

CD : 621.791

Ionescu, N., Ghizdavu, V., Lixandru, P. : **Certains critères de projection des machines à souder par forttement et considérations relatif au choix du cycle de travail pour ces machines-ci.**

Le cycle de travail des machines à souder par frottement doit réaliser, — dans des conditions de réproductivité parfaite — les principaux paramètres qui interviennement dans le processus du soudage : vitesse relative de rotation des pièces, pression de contact, durée des phases, ainsi que réduction des temps morts et productivité accrue. On y présente les critères qui constituent le fondement de l'établissement du cycle de travail des machines á souder par frottement de conception originale : MSF-D 1, MSF 22.10, MSF 17.8 et MSF 30.20. On y donne un tableau contenant les valeurs des paramètres réalisés au soudage de certains matériaux et la cyclogramme de la machine MSF-30.2.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 11, 3 fig., 2 tab., 5 ref.

CD : 621.762 : 621

Vintilă, N. : **Aspects techniques-économiques de l'application de la métalurgie des poudres dans la construction mécanique et d'appareillages.**

L'article analyse le cadre de valorisation de la métalurgie des poudres au niveau de branche industrielle ou d'unité productive. Les considérations vise la demande accrue de produits sintérisés (très variés comme forme, composition et propriétés et fabriqués en petite série, en grande série ou en masse) d'un partie et des outillages de base, particulièrement complexes, d'une grande productivité et avec de domaines limités d'utilisation.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 2 fig., 1 tab., 4 ref.

CD : 620.192 : 621.746.77

Drimer, D., Voicu, M., Negulescu, V., Udrescu, F., Topală, Alexandra, Gladcov, P., Păuşan, D. : **Le contrôle des produits laminés en champ magnétique.**

L'article décrit l'installation expérimentale pour la défectoscopie magnétique avec des poudres, ayant la visualisation sur un moniteur de télévision, denommée „TEHNOMAG-01" ; cette installation a été réalisée dans le cadre le l'Institut Politechnique Bucarest. En utilisant la méthode de l'aimantation transversale l'installation est destinée à l'étude et met en évidence les défauts de surface dans des pièces laminées des matériaux ferromagnétiques.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 2 fig., 4 ref.

CD : 621.9 : 534.321.9

Vucu, I., Savii, G. : **Aspects de l'influence de la pression statique sur l'usinage ultrasonore avec suspension abrasive des ferrites.**

Grâce aux expériences, on présente de nouveaux aspects de l'influence de la pression statique sur le temps de base. Au cas de l'exécution des alésages pénétrés, á une valeur de la pression statique correspondante au temps de base minimal, la pénétration de l'objet usiné est précédé de cisaillement d'une couche de matériel non-délavé qui détériore la surface usinée. La dépendance entre l'épaisseur de la couche et la pression statique — détérminée par voie analytique — a été confirmée expérimentalement, en établissant des conditions pour diminuer et même éliminer le cisaillement.

Construcţia de masini, 30 (1978), nr. 11, 4 fig., 1 ref.

CD : 621.9.015

Bolţ, D., Hadîrcă, Iuliana, Nica, N., Stănciulescu, C.: **L'usinage des surfaces planes en espace.**

L'ouvrage présente une méthode et un dispositif de profilage des surfaces planes en espace. La méthode s'applique aux grands éléments. La matrice réalise le profil d'un certain élément par l'intermédiaire points discrets, dont la position peut être rigoureusement calculée, par rapport à un système de coordonnées.

Dans ces conditions les composants de la matrice ne gardent plus la courbe classique.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 11, 8 fig.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.742.4

Ciobanu, I., Cişmaş, A.: **Die Vorbereitung von Flüssigkeitgemischbildungen durch Vibration.**

Man zeigt die Konstruktion des Vibrationmischers der von den oben genannten Autoren erzeugt wurde, sowie auch experimentelle Ergebnisse bezüglich des Einflusses einiger konstruktiven und technologischen Faktoren, auf den Omogenisierungsarbeitsganges der Flüssigkeitsgemischbildungen. Die Schulssfolgerungen synthetisieren die Vorteile dieser Technologie und die Anwendungsmöglichkeiten in der Industrie.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 8 Bild., 2 Lit.

DK : 621.724.4

Bobancu, S., Ionescu, S., Samoilă, C., Vulcu, V.: **Technologische Implikationen der genauen Bestimmung der Reibungskoeffizienten bei Gemischbildungen.**

Die Aderenzhocffizienten (statische Reibung), zwischen Nassgussform und verschiedenen Arbeitsoberflächen werden angegeben. Die von hier entnommenen Daten werden direkt angewendet. Der praktische Unterschied zwischen der keibung durch Oberflachenscherung und der Eigemflichen Reibung stützt sich auf die Analyse einer grofen. Anzahl von Messungen durch Klassiche methoden.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 2 Bild., 1 Taf., 3 Lit.

DK : 621.771.1 : 669.715

Stăncescu, E.: **Probleme der Schlauchspritzttechnoiogien bei Aluminiumlegierungen Typ DURAL.**

Die Abhängigkeit zwischen dem technologischen Prozess der Herstellung von Halberzeugnissen, gegossen für Schlauchspritzprozessen und für solche die vor dem Schlauchspritzen durchgeführt werden, erzwingt viele Auswirkungen, zum Beispiel für DURAL : H_2 Gehalt, metallische Unreinheiten Deformationsuneinheit (diese wiederum wird von den äusseren Reibungskräften, den Temperaturdifferenzen zwischen dem Werkzeug und dem zu bearbeitenden Teil, der Temperaturvariation und der Form der Werkzeuge und Oberflächenfinierung bestimmt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 6 Bild., 2 Taf., 5 Lit.

DK : 621.985

Ghizdavu, V.: **Spezifische Probleme in der Auswahl der Arbeitsparameter bei dem Pressen, durch Sandexplosion.**

Nach der Analyse der wichtigsten theoretischen und praktischen Aspekte beim Pressen durch Sandexplosion, werden die Grundgleichungen der Schockwellenfortpflanzung, sowie die Berechnungsmethode der charakteristischen Grössen angegeben : Schallgeschwindigkeit, Schockwellenfortflanzungsgeschwindigkeit, maximaler Druck und Impulse welche durch die Explosion hervorgerufen werden. Der experimentelle Teil umfasst technologische Informationen über das Pressen durch Sandexplosion bei einigen Teilen aus kohlenstoffsthal OL 37, austenitischem Stahl 13 NC 185 X und Aluminium Al 99,5.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 2 Bild., 3 Traf., 3 Lit.

DK : 621.791

Ionescu, N., Ghizdavu, V., Lixandru, P.: **Einige Projektierungskriterien der Schweissmaschinen durch Reibung und Betrachtungen über die Wahl des Arbeitszyklus bei diesen Maschinen.**

Der Arbeitszyklus der Schweissmaschinen durch Reibung muss während des Reproduktronprozesses die wichtigsten Parameter, die beim Schweissen auftreten, aufweisen : relative Rotationsgeschwindigkeit der Teile, Kontaktdruck, Phasendauer, sowie eine erhebliche Verringerung der Standzeiten und eine gesteigerte Produktivität. Die Kriterien welche als Grundlages der Festlegung des Arbeitszyklus der originellen Schweissmaschinen durch Reibung dienen werden ebenfalls angegeben. Es handelt sich um die Typen : MSF-D 1, MSF-22,10, MSF-17.8 und MSF-30.20 ; dabei werden eine Tabelle mit den erzielten Arbeitsparametern und ein Zyklogramm der Maschine MSF-30.2 angegeben.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 3 Bild., 2 Taf., 5 Lit.

DK : 621.762 : 621

Vintilă, N.: **Technisch-wirtschaftliche Aspekte der Anwendung von Pulvermetalurgie im Bau von Maschinen und Apparaten.**

Der Artikel analysiert das Problem der Verwertungsmöglichkeit bei der Pulvermetallurgie, in der Industrie. Die Resultate sehen einerseits die wachsende Zahl von synteris'erten Produkten vor, (verschiedenartig vom Standpunkt der Form, und der Zusammensetzug, in kle'ner oder Mittleren Serie), anderseits ausssergewöhnlich komplexe Geräte von hoher Produktivität und begrenzten Anwendungsgebieten.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 2 Bild., 1 Taf., 4 Lit.

DK : 620.192 : 621.746.77

Drimer, D., Voicu, M., Negulescu, V., Udrescu, F., Topală, Alexandra, Gladcov, P., Păuşan, D.: **Die Kontrolle der gewalzten Teile im Magnetfeld.**

Die Arbeit beschreibt die experimentelle Einrichtung mit magnetischer Pulverdefektoskopie, mit Visualisierung auf dem Fernschmonitor, genannt „Tehnomag-01", welcher von der Fakultait für Schweiss-und Materialtechnologie, im Politechnischen Institut aus Bukarest hergestellt wurde. Durch Verwendung der transversalen Magnetisierungsmethode wird die Einrichtung für das Studium der Oberflächenfehler bei gewalzten ferromagnetischen Teilen bestimmt

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 2 Bild., 4 Lit.

DK : 621.9 : 534.321.9

Vucu, I., Savii, G.: **Aspekte des statischen Druckeinflusses auf die Ültraschallbearbeitung mit abrasiver Federung der Ferrite.**

Auf Grund der Versuche werden neue Aspekte des Einflusses des statischen Druckes auf die Hauptzeit angeführt ; im Falle einer Bohrung vom Werte des statischen Druckes, welche der minimalen Grundzeit entspricht, geht die Durchdringung des bearbeiteten Teils von der Scherung der nichterrodierten Materialschicht, welches die bearbeitete Oberfläche beschädigt, voraus. Die Abhängigkeit zwischen der Scherungsdicke und dem statischen Druck, analytisch bestimmt, wurde experimentell bezeugt ; es werden somit Bedingungen zur Verminderung und Entfernung der Scherung festgesetzt.

Constructia de masini, 30 (1978), Nr. 11, 4 Bild., 1 Lit.

DK : 621.9.015

Bolţ, D., Hadîrcă, Iuliana, Nica, N., Stănciulescu, C.: **Die Bearbeitung ebener Flächen im Raum.**

Es werden eine neue Methode und eine Schnittvorichtung der ebenen Flächen im Raum, dargestellt. Diese Methode wird bei grossen Maschinenteilen erfolgreich angewendet. Die Stanzform bildet die Schnittfläche eines solchen Elements, mittels Punkte, deren Position im Vergleich zum Koordonatensystem genau berechnet werden kann. Unter diesen Bedingungen bewahren die Komponenten der Stanzform nicht mehr die klassische Kurve.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 11, 8 Bild.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 621.742.4

Чобану, И., Чишмаш, А. : **Приготовление формовочных подвижных земель по вибрациям.**

Представляются строительство вибрационного смесителья реализированный авторами и опытные результаты относительные к влиянию строительных и технологических факторов на действие гомогенизаций формовочных подвижных земель.

Выводы обобщают выгоды этой технологии и возможности использования в промышленность.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11, 8 рис., 2 лит.

ДК : 621.742.4

Бобанку, С., Ионеску, С., Самойлэ, К., Вулку, В. : **Технологические ловлечения определения с найбольшей точностью коэффициентов трения формовочных земель.**

Представляются коэффициенты „сцепления (статическое трение) между формовочными неварёными землями и разными рабочими поверхностями, в данными используемыми непосредственно в производстве.

Практическое различие между трением поверхностного срезывания и собственным трением реализируется с помощью анализа — с классическими методами — значительного числа измерений реализированных с аппаратом большой точности.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11., 2 рис., 1 таб., 3 лит.

ДК : 621.771.4 : 669.715

Стэнческу, Е. : **Вопросы технологии ударного выдавливания алюминиевых сплавов типа DURAL.**

Взаимозависимость между технологическими процессами изготовления налитых полуфабрикатов для ударного выдавливания и рабочие процессы которые предшедствуют ударное выдавливание предписывают ряд определений, например для DURAL : содержание на H_2, металические примеси, неравнотерность деформирования (под влиянием : сил наружного трения, разности температуров между орудями и материалом, перемены температуры, формы инструментов, доводки поверхностей).

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11., 6 рис., 2 таб., 5 лит.

ДК : 621.985

Гиздаву, В.: **Специфические проблемы отбора рабочих параметров к взрывной выколотке в песке.**

После анализа главных теоретических и практических видов взрывной выколотки в песке, представляются основные уравнения разведения волны удара в песке и расчётный метод характеристических размеров : скорость звука, скорость волны удара, найбольшее давление и импульс взрыва.

Экспериментальная часть обнимает технологические информаций относящиеся к взрывной выколотке в песке одных деталей из углеродистой стали OL 37, аустенитной стали 13 NC 185 x и алюминий AL 99,5.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11., 2 рис., 3 таб., 3 лит.

ДК : 621.9.015

Болц, Д., Хадыркэ, Юлияна, Инка, Н. : **Обработка плоскостей в пространстве.**

Излагаются метод и оборудование для формовки плоскостей в пространство. Метод применяется у больших элементов. Матрица реализует профиль этих элементов с помощью скромных точек, положения которых может строго рассчитанные, в сравнений с одним системом координатов. В этих условиях, составные штампа не сохраняют классическую форму.

Constructia de maşini, 30 (1978),

ДК : 621.791

Ионеску, Н., Ликсандру, П., Гиздаву, В. : **Разные критерия проектирования сварочных машин трению и соображения относительно к выбору рабочего цикла для этих машин.**

Рабочий цикл сварочных машин треную реализируется — в условях совершеннои воспроизводительности — основных параметров сварочного процесса : относительная скорость вращения деталей, прикосновенное давление, длительность фаз, также уменьшение простых времён и реализирование найбольшей производительности. Представляются разные критерия утилизирующие для установления рабочего цикла сварочных машин трению самобытного представления : MSF — D_1, MSF — 22.10, MSF — 17.8 и MSF — 30.20. Данные : таблица с стоимостями реализирующих параметров сварки некоторых материалов и циклограмма машины MSF—30.2.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11, 3 рис., 2 таб., 4 лит.

ДК : 621.762 : 621

Винтилэ, Н. : **Техническо-экономические виды накладывания металлургии порохов в строительство машин и аппаратов.**

Анализируется окружение превращения в ценность металлургии порохов на уровне промышленной отрасли или производящей единицы.

Имеются в виду выросший спрос синтеризирующих продуктов (очень разнообразные как вид, состав и собственности, и реализированные в малыми, большими сериями, или в массе), и — в другом месте — основные оборудования, сложные, производительные и с ограниченными областями использования.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11., 2 рис., 1 таб., 4 лит.

ДК : 620.192 : 621.746.77

Дример, Д., Войку, М., Негулеску, В., Удреску, Ф., Топалэ, Александра, Гладков, П., Пэушан, Д. : **Проверка катаных продуктов в магнитным полем.**

Описывается экспериментальная установка для магнитной дефектоскопий с порохами, с выявлением на телемониторо, „TEHNOMAG — 01" — реализированная на Кафедре Технологий Материалов и Сварка, Факультета Технологии Машиностроения, Политехнического Института из Бухареста. Используя метод пересекающего магнетизирования, установка предназначена изучения и выявления дефектов поверхностей в катаных продуктах из феромагнитных материалов.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11, 2 рис., 4 лит.

ДК : 621.9 : 534.321.9

Вуку, И., Савий, Г : **Аспекты влияния статического давления на ультразвуковую обработку с абразивной подвеской ферритов.**

На основе данных экспериментов, излагаются новые аспекты влияния статического давления на основное время. В случае выполнения проникнувших рассверливании, у одной стоимости статического давления соответствующая минимального основного времени, пробивание обработанного объекта осуществляется после срезывания одного покрова размывающего материала, которое повреждает обработанную поверхность.

Зависимость между толщиной срезыванного покрова и статическим давлением — определённым аналитическим путём — подтверждается экспериментально, устанавливая технологические условия для уменьшения и даже удаления сдвига.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 11., 4 рит., 1 лит.

CZ : 621.742.4

Prepararea amestecurilor de formare fluide prin vibrare

Şef lucr. ing. **I. CIOBANU**, ing. **A. CISMAŞ** — Universitatea din Braşov

Prepararea amestecurilor de formare sintetice pentru turnătorie din materialele componente, nisip, lianţi şi adaose, constă în principiu în două procese care se desfăşoară simultan în instalaţiile de preparare. Omogenizarea compoziţiei amestecului, constă în dispersarea şi uniformizarea repartiţiei componentelor în masa amestecului şi respectiv peliculizarea materialului granular refractar, adică învelirea granulelor de nisip într-o peliculă continuă de liant.

Realizarea omogenizării presupune pe de o parte realizarea unei mişcări relative intense a granulelor, unele în raport cu celelalte, în timp ce peliculizarea necesită dezvoltarea unor forţe de frecare între componentele granulare ale amestecului — suficient de mari pentru a asigura întinderea liantului sub formă de pelicule pe suprafeţe cît mai mari şi învelirea granulelor în aceste pelicule.

In amestecătoarele clasice, aceste condiţii se realizează prin operaţii de răsturnare, frămîntare, proiectare şi vînturare a componentelor amestecului cu ajutorul unor organe mobile (pluguri, role, palete, elice, etc) plasate în interiorul cuvei de amestecare.

In ultimul timp a fost elaborată o nouă tehnologie de preparare a amestecurilor de formare bazată pe principiul vibrării materialelor componente. In acest sens s-au construit amestecătoare vibratoare cu ciclu de preparare în şarje sau cu funcţionare continuă [1].

In cadrul laboratorului de turnătorie al Universităţii din Braşov s-a proiectat şi realizat prototipul unui astfel de amestecător vibrator cu ciclu de preparare în şarje, avînd o capacitate a rezervorului de amestecare de 10 dm^3. In figura 1 este prezentată schema cinematică a acestui amestecător. El constă dintr-o masă vibrantă (1), fixată pe mai multe bare elastice (2), de un batiu rigid (3). Masa este antrenată într-o mişcare de vibraţie circulară prin intermediul unui excentric (4), acţionat de un motor electric (5). Prepararea amestecului de formare se realizează într-un rezervor (6) fixat pe masa vibrantă prin intermediul unor suporţi de centrare şi fixare (7). In interiorul rezervorului sînt dispuse mai multe palete verticale (8), fixate rigid pe fundul acestuia. Simultan cu mişcarea mesei rezervorul execută şi el o mişcare de vibraţie circulară, cu rază de ordinul a mai multor milimetri şi frecvenţă ridicată.

Mecanismul procesului de preparare a amestecurilor de formare în rezervorul amestecătorului vibrant este prezentat în figura 2. Un punct oarecare A de pe perimetrul interior al rezervorului execută în timpul funcţionării o rotaţie cu frecvenţă mare după cercul B. Ca urmare materialul se dizlocă de pe pereţii rezervorului şi tinde să fie adus spre mijlocul rezervorului marcat prin cercul C. Ca urmare a inerţiei la un moment dat, materialul de formare din rezervor este în contact cu peretele rezervorului numai pe porţiuni mici. Pe aceste porţiuni, asupra materialelor de formare din rezervor acţionează forţe de refulare normale şi forţe de frecare tangenţiale. Această solicitare aplicată materialelor de formare granulare introduse în rezervor cu frecvenţă şi amplitudine ridicată, aduce aceste materiale (nisipul, liantul şi adaosele) într-o stare fluidizată în care granulele de nisip execută, unele în raport cu altele, mişcări relative complexe de translaţie şi rotaţie, care conduc la omogenizarea şi peliculizarea rapidă a amestecului de formare. Calitatea şi productivitatea preparării este determinată de amplitudinea şi frecvenţa vibraţiilor circulare ale mesei.

Paletele fixate de fundul rezervorului, au rolul de a intensifica starea de fluidizare a

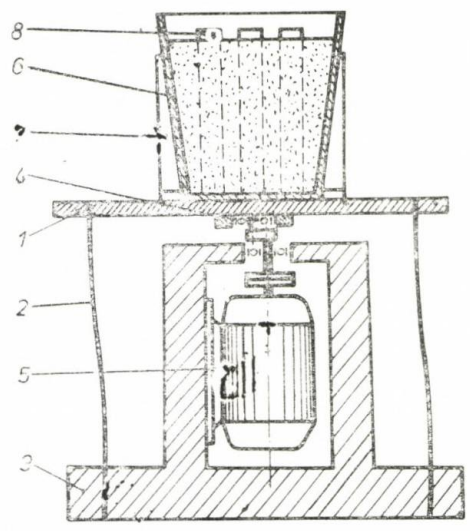


Fig. 1

materialelor din rezervor. Ele vibrează odată cu rezervorul acționînd prin suprafețele laterale asupra materialelor din rezervor în același fel ca și pereții rezervorului, mărind în acest fel suprafața de transfer a energiei de la rezervor, la materialele din rezervor.

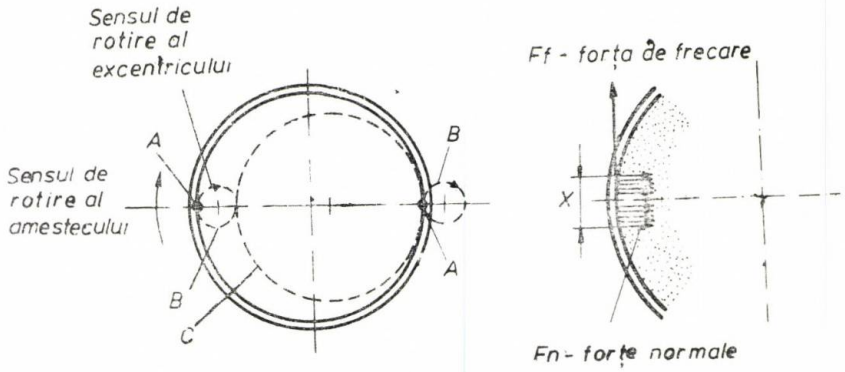


Fig. 2

Dintr-o analiză teoretică a procesului de preparare a amestecurilor de formare în rezervoarele amestecătoarelor vibratoare, rezultă că acest proces este influențat de frecvența și raza de vibrație a mesei oscilante, de diametrul rezervorului, de mărimea șarjei, de forma și orientarea paletelor din rezervor, de caracteristicile materialelor de formare (fluiditate, plasticitate, frecare, aderență, etc) și de distribuția inițială a componentelor amestecului la încărcarea în rezervor.

Utilizînd amestecătorul constituit în cadrul laboratorului de turnătorie al Universității din Brașov s-au efectuat o serie de cercetări experimentale, pentru a pune în evidență modul cum influențează unii dintre factorii menționați asupra procesului de omogenizare. S-a studiat influența unghiului de orientare a paletelor în raport cu circumferința rezervorului asupra duratei de omogenizare. De asemenea, s-a studiat influența mărimii șarjei și a umidității materialelor asupra duratei de omogenizare. Orientarea paletelor s-a caracterizat prin ungiul α, indicat în figura 3,

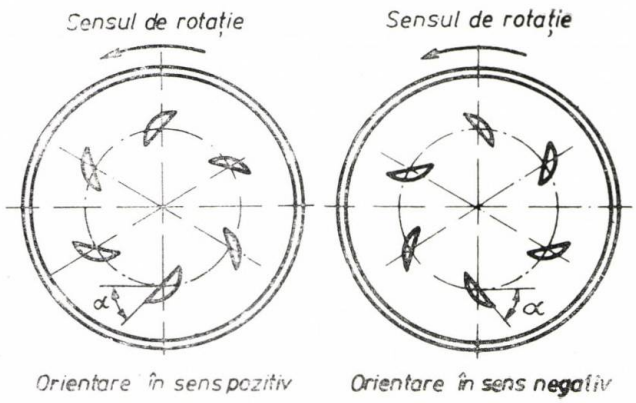


Fig. 3

format de suprafața laterală a acestora cu tangenta la cercul pe care sînt dispuse paletele.

Pentru a se studia modul în care se desfășoară procesul de omogenizare în rezervor s-au introdus șarje compuse din materiale de formare diferite. In acest scop s-au amestecat șarje formate dintr-un amestec de formare din nisip nou avînd o culoare deschisă, peste care s-au introdus adose de amestec de formare recirculat avînd o culoare închisă. Desfășurarea procesului de omogenizare s-a apreciat analizînd vizual dispersia nisipului de culoare închisă, în masa nisipului nou de culoare deschisă în funcție de durata de amestecare. In acest scop șarjele încărcate în amestecătorul vibrant s-au amestecat durate de timp variabile (5 ; 10 ; 15 ; 20 ; 25 ; 30 ; 35 ; 40 secunde), iar după aceste durate de amestecare, amestecul de formare s-a presat ușor pentru a lua și păstra forma rezervorului, iar apoi s-a descărcat și s-a secționat longitudinal în vederea observării gradului de omogenizare.

Studiul influenței unghiului α de orientare a paletelor asupra procesului de omogenizare s-a efectuat amestecînd șarje cu masa totală de 3 kg, constînd din 2,5 kg amestec de culoare deschisă și 0,5 kg de nisip de culoare închisă. Umiditatea amestecurilor a fost de 5%. Pentru fiecare valoare a unghiului s-a determinat durata optimă de amestecare care asigură o omogenizare corespunzătoare a materialelor. Unghiul α de orientare a paletelor s-a modificat din 15° în 15° între $\alpha = +60°$ și $\alpha = -60°$. Unghiul α s-a considerat pozitiv cînd muchia exterioară a paletelor este îndreptată în sens opus sensului de vibrație circulară, și negativ cînd muchia exterioară este îndreptată în sensul rotației. Rezultatele experimentale sînt reprezentate grafic în figura 4. Experiențele pun în evidență valoarea optimă a unghiului de orientare a paletelor $\alpha = +45°$, care conduce la omogenizarea cea mai rapidă a șarjei în 25 s. De asemenea, experiențele au pus în evidență faptul că omo-

genizarea decurge mai lent în cazul orientării paletelor după unghiuri negative. Această încetinire relativă a amestecării în cazul orientării paletelor în sens negativ, se explică

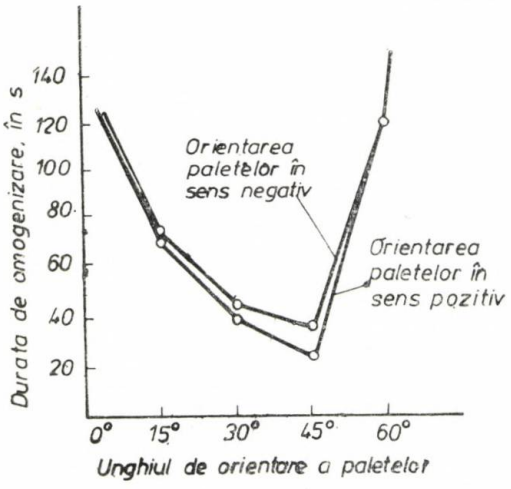


Fig. 4

printr-o orientare defavorabilă a forțelor perturbatoare exercitate de palete asupra materialului granular, ceea ce micșorează randamentul energetic al amestecării în comparație cu orientarea după unghiuri pozitive.

Pentru a se studia influența mărimii șarjei de materiale asupra duratei de omogenizare s-au efectuat determinări pentru șarje cu masa de 3 ; 5 și 8 kg de materiale de formare, avînd procentual aceeași compoziție (5 părți material de culoare deschisă și 1 parte de culoare închisă, ambele cu umiditate 5%). Determinările s-au efectuat numai pentru orientarea optimă a paletelor rezervorului de amestecare cu $\alpha = +45°$. Rezultatele sînt reprezentate grafic în figura 5. Se constată o creștere ușoară a duratei de omogenizare cu creșterea mărimi șarjei încărcate în rezervor Aceasta se explică prin faptul că pentru a realiza o omogenizare completă, materialele trebuie să parcurgă un circuit care trebuie să cuprindă întreaga înălțime a coloanei de ma-

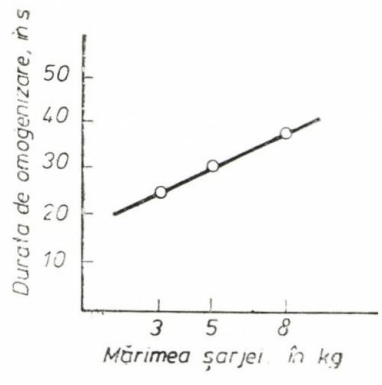


Fig. 5

teriale din rezervor, înălțime care crește cu creșterea mărimii șarjei. De asemenea cu creșterea înălțimii șarjei, randamentul energetic al amestecării scade puțin ca urmare a creșterii forțelor de frecare în straturile de materiale de la fundul rezervorului, care suportă presiuni mai mari.

Pentru a pune în evidență influența umidității materialului de bază asupra duratei de omogenizare s-au efectuat încercări cu șarje de 5 kg, compuse dintr-un material de bază cu umiditate variabilă, (nisip nou de culoare deschisă) în care s-a introdus un adaos de culoare închisă (nisip recirculat). Proporția componentelor s-a menținut 5 : 1. Orientarea paletelor $\alpha = +45°$. Rezultatele sînt reprezentate grafic în figura 6. Cu creșterea umidității materialului de bază durata de omogenizare crește. Cauza constă în creșterea forțelor de

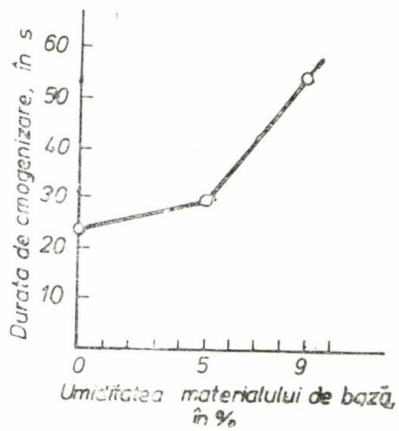


Fig. 6

frecare, a forțelor de aderență și a plasticității materialului granular, ceea ce determină o mobilitate relativă mai redusă a granulelor. La umidități ridicate se observă tendința formării de bulgări în straturile inferioare ca urmare a creșterii plasticității.

Experimentările efectuate au pus în evidență că amestecătoarele vibratoare dau satisfacție asigurînd o omogenizare rapidă a șarjei, (chiar mai rapidă în comparație cu alte tipuri de amestecătoare) numai la prepararea unor amestecuri de formare cu fluiditate ridicată care nu necesită dezvoltarea unor fețe de frecare mari între granule. Astfel de amestecuri sînt cele pe bază de lianți sintetici cu autoîntărire, sau chiar cu silicat de sodiu. In aceste cazuri durata mică de omogenizare este favorabilă deoarece previne autoîntărirea amestecurilor.

Incercările de preparare în amestecătorul vibrator a unor amestecuri clasice destinate formelor crude, din nisip nou, bentonită și apă, nu au dat rezultate. Deși durata de omogenizare este comparabilă cu cea realizată de alte amestecătoare rapide, calitatea ameste-

cului respectiv proprietățile sînt necorespunzătoare. Aceasta se explică prin faptul că la aceste amestecuri dezvoltarea peliculelor de liant necesită exercitarea unor forțe de frecare puternice între granule și liant, forțe pe care amestecătorul vibrator nu le poate realiza în măsură suficientă.

Rezultatele obținute de autori prezentei lucrări diferă într-o oarecare măsură de rezultate prezentate în lucrarea [1]. Astfel conform datelor din lucrarea [1], durata de omogenizare a unei șarje de 5 kg de amestec de formare pe bază de silicat de sodiu în care s-a introdus un adaos colorat, este de 9÷10 s. Aceste diferențe se explică prin parametrii constructivi diferiți ai celor două amestecătoare. Astfel amestecătorul menționat în lucrarea [1] are o frecvență de rotație $\nu = 2\,800$ rot/min, pe cînd cel utilizat de autorii prezentei lucrări are numai 1000 rot/min. De asemenea amplitudinea vibrațiilor nu este meționată penrtu a putea fi comparată.

In lucrarea [1] sînt prezentate de asemenea date comparative privind influența diverselor tipuri de amestecătoare, și a duratei de amestecare asupra rezistenței la tracțiune a unui amestec legat cu rășini sintetice cu întărire la rece. Aceste date sînt reproduse în figura 7. Se constată că amestecătorul vibrant asigură cea mai rapidă omogenizare și dezvoltare a capacității de legare a liantului. Astfel după un timp de 30 secunde rezistența amestecului preparat în amestecătorul vibrant este mult superioară rezistenței amestecurilor preparate în celelalte amestecătoare. Totuși pentru amestecătorul vibrant nu se prezintă date la durate de preparare mai mari, peste 30 s, cînd amestecătorul centrifugal conduce la rezistențe sporite, astfel că nu se pot compara performanțele maxime ale celor două tipuri de amestecătoare. Totuși rezistențele atinse după 30 s de preparare

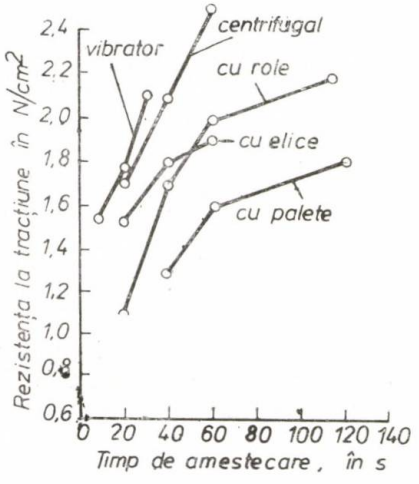


Fig. 7

sînt suficiente pentru o comportare bună a amestecurilor la formare. In concluzie prepararea amestecurilor de formare prin vibrare reprezintă o tehnologie nouă de pregătire a amestecurilor de formare, cu productivitate ridicată. Amestecătoarele vibratoare au o construcție simplă, sînt ieftine, nu prezintă părți mobile în rezervorul de amestecare și

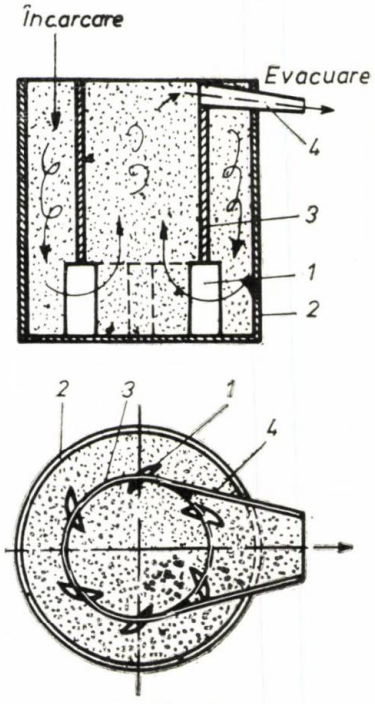


Fig. 8

au un consum de energie redus. Aceste amestecătoare au avantajul că pot fi adaptate și pentru funcționare continuă. In acest caz rezervoarele de amestecare au o construcție specială ca în figura 8. Paletele (1) fixate pe fundul rezervorului (2) sînt mai scurte, iar deasupra lor este montat un tub cilindric (3), care împarte spațiul rezervorului în două. La partea superioară cilindrul este prevăzut cu un jgheab (4). Materialele de formare se încarcă în mod continuu în spațiul exterior dintre rezervor și tubul cilindric. In timpul vibrării granulele aduse în stare fluidizată, parcurge un traseu descendent, trec printre palete în zona centrală pe care o parcurge în sens ascendent și sînt deversate prin jgheab într-un alt rezervor. La aceste amestecătoare pe o masă vibrantă se montează mai multe rezervoare de acest tip în serie, astfel că după ce parcurge 3÷4 rezervoare amestecul devine omogen.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Boenisch, D.:* Schnellaufbereitung von Formstoffen mit dem Schwingschaufelmischer, Rev. Giesserei nr. 10, vol. 61/1974, pag. 278—283.

[2] *Ciobanu, I., Cismaș, A.:* Construcția și funcționarea amestecătoarelor vibratoare destinate preparării amestecurilor de formare, rev. „Metalurgia", nr. 9, pag. 472—477.

CZ : 621.742.4

Implicațiile tehnologice ale determinării cu precizie mărită a coeficienților de frecare la amestecurile de formare

Dr. ing. Șerban **BOBANCU**, ing. Sorin **IONESCU**, ing. Cornel **SAMOILĂ**, prof. dr. ing. Vasile **VULCU** —

Necesitățile de apreciere cantitativă a forțelor de frecare ce apar între amestecurile de turnătorie și diversele suprafețe cu care acestea vin în contact, au determinat o serie de încercări prin care să se pună la dispoziția proiectanților de utilaje valori cît mai apropiate de cele reale ale coeficienților de frecare, [1], [2].

Din dorința de a realiza astfel de determinări pentru amestecurile din turnătorie, colectivul de autori și-a stabilit un program de încercări care să cuprindă tipurile reprezentative ale unor astfel de amestecuri. Cercetările au avut ca punct de pornire amestecurile crude, prezenta comunicare referindu-se la trei rețete, conform tabelului 1.

Tabelul 1

Numărul rețetei / Componenții principali	R 1	R 2	R 3
Amestec utilizat [%]	—	96	93
Nisip nou [%]	89	3	6
Bentonită [%]	11	1	1
Apă [%] (Umiditate)	4,5	4,5	4,5

Granulația : 0,6 mm = 3% ; 0,3 mm = 64% ; 0,2 mm = 21% ; 0,1 mm = 10%.

Pentru determinările experimentale, s-a construit un aparat care sesizează variații ale coeficienților de frecare de ordinul 0,0002. Suprafețele de frecare experimentate au fost confecționate din brad, tei, fag, stejar, cu rugozitățile date în figura 2.

Epruvetele din amestec de formare crud, s-au confecționat pe soneta de laborator, într-un cilindru clasic cu diametru 50 mm, avînd partea inferioară modificată pentru a permite montarea sistemului de tractare (inel de oțel într-un canal) și pentru a realiza (cu două semiinele) o distanță între cilindru (din care, în timpul probelor, epruveta de nisip nu se îndepărtează) și suprafața de încercat (fig. 1 a, b, c). Această distanță de 2,3 mm la care se află partea inferioară a cilindrului (față de suprafața de încercat) asigură o frecare exclusivă a amestecului de formare pe suprafața de încercat, iar canalul de tractare, aflat la 8,5 mm față de aceeași suprafață, asigură valori aproape nule ale momentului de răsturnare care ar putea influența negativ încercările.

Din numărul mare de probe efectuate, în figura 2 se prezintă, pe rețele de formare și pe calități de materiale, valorile obținute pentru coeficienții de frecare externi la diverse grade de îndesare, realizate prin numere diferite de lovituri ale sonetei pe care s-au executat epruvetele.

Prima constatare a experimentelor efectuate este caracterul statistic al valorilor determinate constatate, care este în perfectă concordanță cu dispersarea neuniformă a liantului și a apei în amestecurile de formare.

A doua constatare se referă la valorile surprinzător de mari obținute pentru majoritatea coeficienților de frecare determinați ; referindu-se la forțele normale și tangențiale de tracțiune, putem arăta că apar cazuri cînd

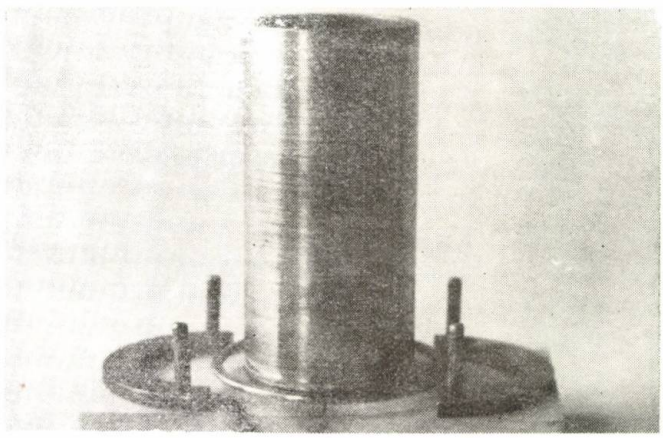


Fig. 1. Cartușul pentru experimentări cu anexele sale și vizualizarea fenomenului de frecare combinată cu forfecare superficială.

ele au valori apropiate existînd și situații numeroase cînd forța de tracțiune depășește forța normală. Deoarece aceste cazuri nu sînt excepții în cadrul experimentărilor și deoarece (fig. 1) după fiecare determinare pe suprafața încercată, amestecul de formare rămîne și marchează traseul deplasării epruvetei, s-a impus concluzia firească că ceea ce s-a determinat nu este un coeficient de frecare propriu-zis ci este o mărime complexă, care poate lua și valori supraunitare. Această dovadă reflectă și forfecarea superficială care se produce la tractare, motiv pentru care se propune reanalizarea sensului calitativ al raportului dintre forța tangențială T și forța normală N pentru cazul amestecurilor de turnare crude; ponderea forfecării în acest raport este diferită, depinzînd de o serie de factori, dintre care se pot enumera: granulația nisipului liat în raport cu rugozitatea suprafeței pe care se produce îndesarea, calitățile liantului, umiditatea amestecului, gradul de îndesare, etc. Cu cît ponderea forfecării este mai mare în raport cu alunecarea cu frecare, cu atît raportul T/N, crește putînd să devină și supraunitar. Deci, tabloul unei probe de determinare a coeficienților de frecare în cazul amestecurilor de turnare în special și a pămînturilor în general, se poate descrie prin apariția pe suprafața de contact a unor zone mai mari sau mai mici de forfecare, fapt ce modifică substanțial imaginea clasică a coeficientului de frecare static.

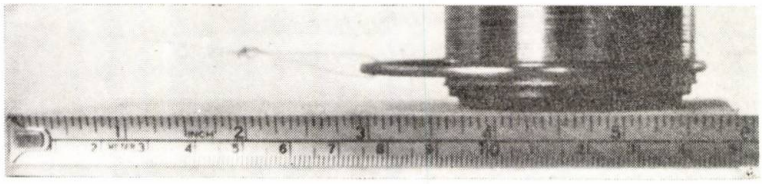


Fig. 1, b

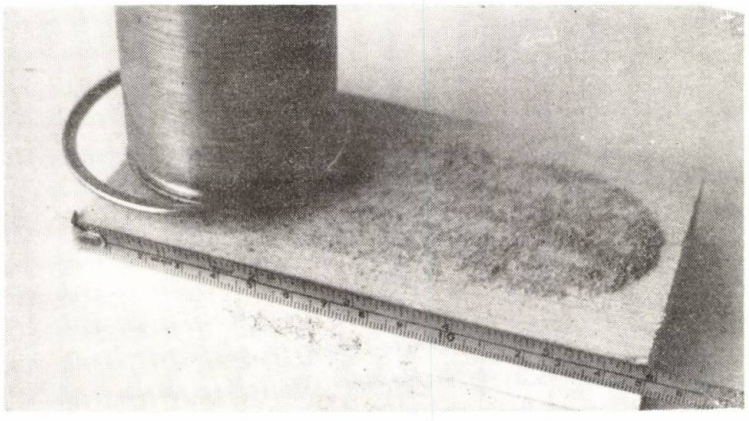


Fig. 1, c

Se propune menținerea raportului T/N, ca modalitate de evaluare a desprinderii tangențiale a unui amestec îndesat pe o anumită suprafață, cu schimbarea însă a conținutului fenomenologic al coeficientului rezultat din această raportare, în sensul ca acesta să se numească coeficient de frecare-forfecare (μ_{ff}^s).

Cu cît ponderea forfecării, în valoarea forței tangențiale, scade, cu atît μ_{ff}^s scade, iar la limită (cînd forfecarea nu se mai produce) devine egal ca mărime cu coeficientul de frecare static în sens clasic (μ_f^s) adică:

$$\mu_{ff}^s = \frac{T_{\text{forfecare}} + T_{\text{frecare}}}{N} \qquad (1)$$

$$\lim_{T_{\text{forf}} \to 0} \mu_{ff}^s = \mu_f = \frac{T_{\text{frecare}}}{N} \qquad (2)$$

Din relațiile (1) și (2) se observă imediat că noțiunea de coeficient de frecare static în cazul amestecurilor de turnătorie are un caracter formal.

Această concluzie a fost confirmată și de faptul că la repetarea experienței după o

primă desprindere, forțele tangențiale erau mult mai mici față de cele măsurate la prima desprindere, deși, și în acest caz, fenomenul rămînea complex, de frecare-forfecare cu pondere mai scăzută însă a forfecării.

Se menționează că situația exprimată de relația (2) poate fi întîlnită practic atunci cînd îndesarea amestecului este mare, cantitatea de liant este apreciabilă, suprafața de frecare este foarte bine prelucrată, rugozitatea ei fiind mică față de granulația amestecului, etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Aksenov N. P., Aksenov P. N.:* „Oborudovanie liteinîh țehov", tom. 1, Maşghiz, 1950.

[2] *Gheller, R. L., Elbert I. S.:* „Frecarea amestecului de formare de suprafața metalică", trad. din Liteinoe proizvodstvo ; nr. 3, 1962.

[3] * * * Manualul inginerului, vol. II. București Ed. tehnică, 1966.

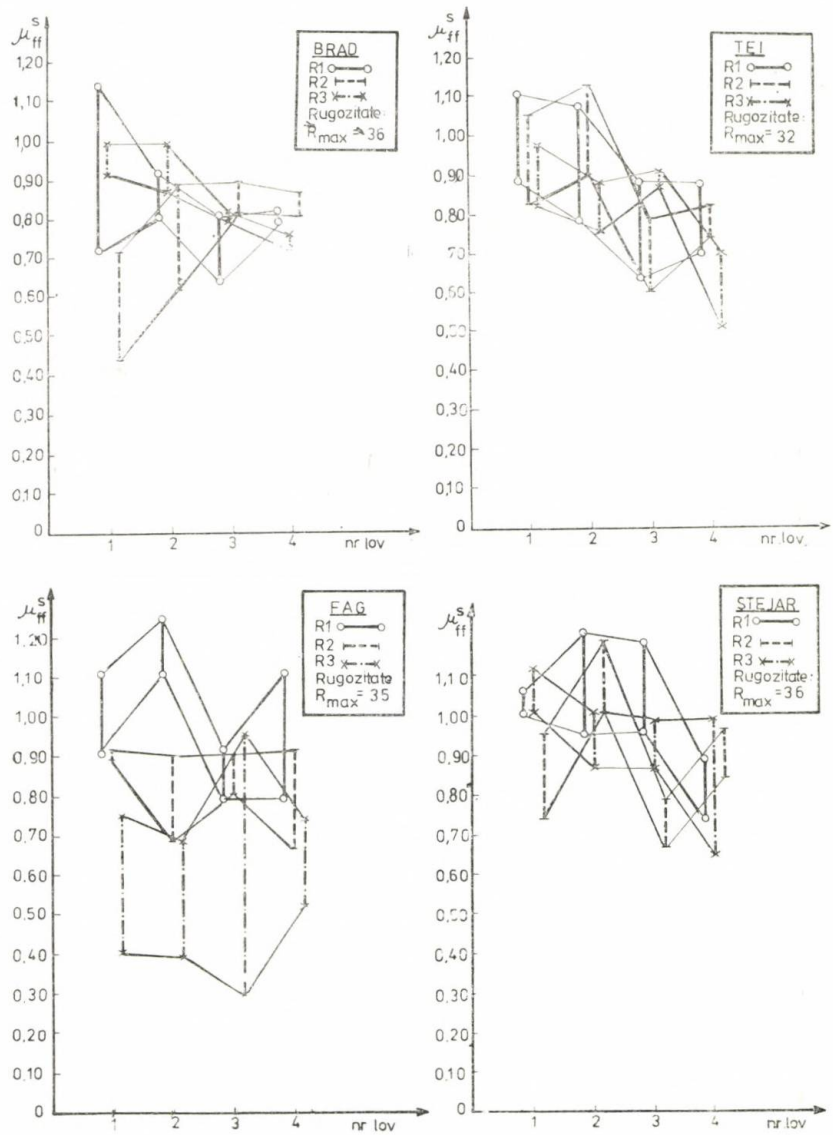


Fig. 2. Curbele $\mu_{ff}^{s} = f$ (nr. lov.) pentru diverse suprafețe.

CZ : 621.771.4 : 669.715

Probleme ale tehnologiilor de extruziune a aliajelor de aluminiu tip dural

Ing. Emil **STĂNCESCU** — Intreprinderea de prelucrare a aluminiului Slatina

Calitatea și eficiența economică a semifabricatelor extrudate din aliaje de aluminiu tip dural sînt determinate, ca pentru oricare material, de tehnologia de fabricație. In prezent fluxul de fabricație cel mai practic pentru aceste produse este cel prezentat în figura 1. Avîndu-se în vedere interdependența directă dintre operațiile tehnologice de fabricare a semifabricatelor turnate pentru extruziune cît și dintre operațiile care preced extruziunea se vor lua în discuție și unele probleme legate de aceste faze ale procesului tehnologic.

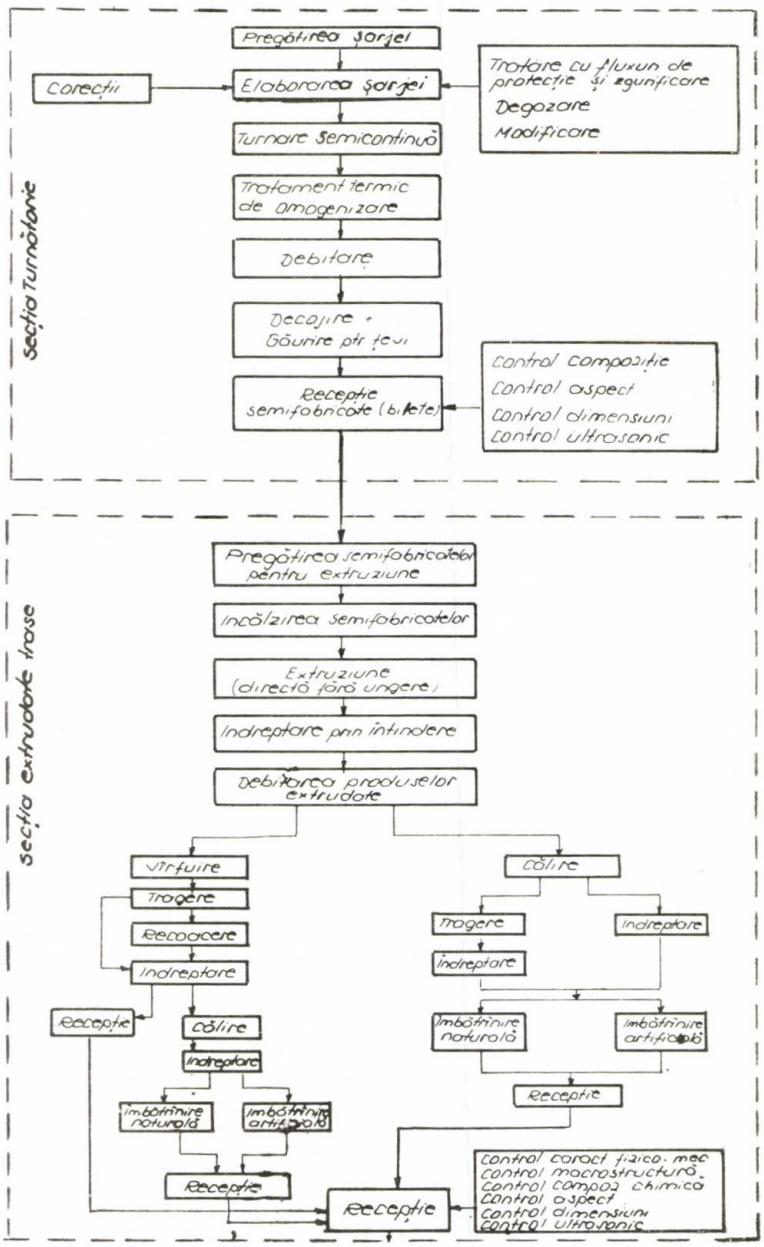


Fig. 1. Schema fluxului tehnologic (fabricarea produselor extrudate — trase din dural).

1. La elaborarea și turnarea semifabricatelor (sleburi și bare) din aliaje tip dural, în mod deosebit se iau în considerație următorii factori :

— contaminarea metalului cu hidrogen ;
— conținutul în incluziuni nemetalice ;
— finețea structurii semifabricatului turnat.

Combaterea contaminării cu hidrogen, în prezent, se asigură prin :

— evitarea introducerii de materiale metalice ce conțin grăsimi și unsori ;
— folosirea de fluxuri uscate ;
— evitarea elaborării șarjelor în cuptoare nou înzidite ;
— folosirea clorului gazos insuflat cu lancea în baia metalică pentru eliminarea hidrogenului.

Utilajul folosit (cuptoare de topire — fix, folosind agent termic gazul metan și cuptoare de turnare — basculant cu gaz metan, în condițiile expuse mai sus) determină relația de interdependență dintre porozitatea semifabricatelor turnate și conținutul de hidrogen exprimată prin domeniul delimitat în figura 2. Pentru stabilirea relației de interdependență dintre conținutul de hidrogen și porozitate s-a procedat la determinarea hidrogenului

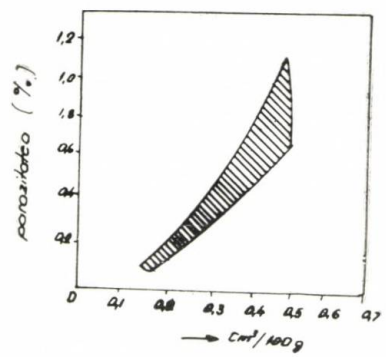


Fig. 2. Relația dintre conținutul de hidrogen și porozitarea barelor din duraluminiu (2024, 2014, D 16, D 1).

prin metoda cu vid, iar porozitatea prin folosirea lichidelor penetrante și a stereomicroscopului.

Impuritățile nemetalice (oxizi, carburi, nitruri, etc.) sînt nedorite datorită efectului negativ asupra caracteristicilor produselor prelucrate și favorizează reținerea hidrogenului în metal prin absorbție. In prezent, la turnare, filtrarea se realizează prin pînză de sticlă.

Finețea structurii se asigură prin folosirea ca modificator a bloculețelor de prealiaj Al — Ti 5 B 1.

Realizarea unor produse din dural de înaltă calitate a impus ca noua linie tehnologică să cuprindă — cuptoare cu inducție fără miez pentru topire, oale cu vid pentru degazare, cuptoare electrice cu rezistențe tip basculant pentru turnare, folosirea sistemului de filtrarea metalului „in line", prin aplicarea procedeului Fild și asigurarea corespunzătoare a structurii prin modificare cu sîrmă Al-Ti 5 B1 introdusă pe jgheabul de turnare. Controlul de calitate ultrasonic se asigură prin imersarea semifabricatului turnat. Controlul de calitate se desfășoară conform anexelor 1 și 2.

2. La extruziunea la cald a aliajelor tip dural neuniformitatea deformației constituie unul din factorii care influențează în care

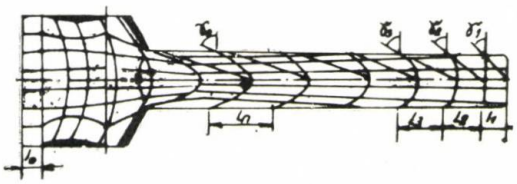


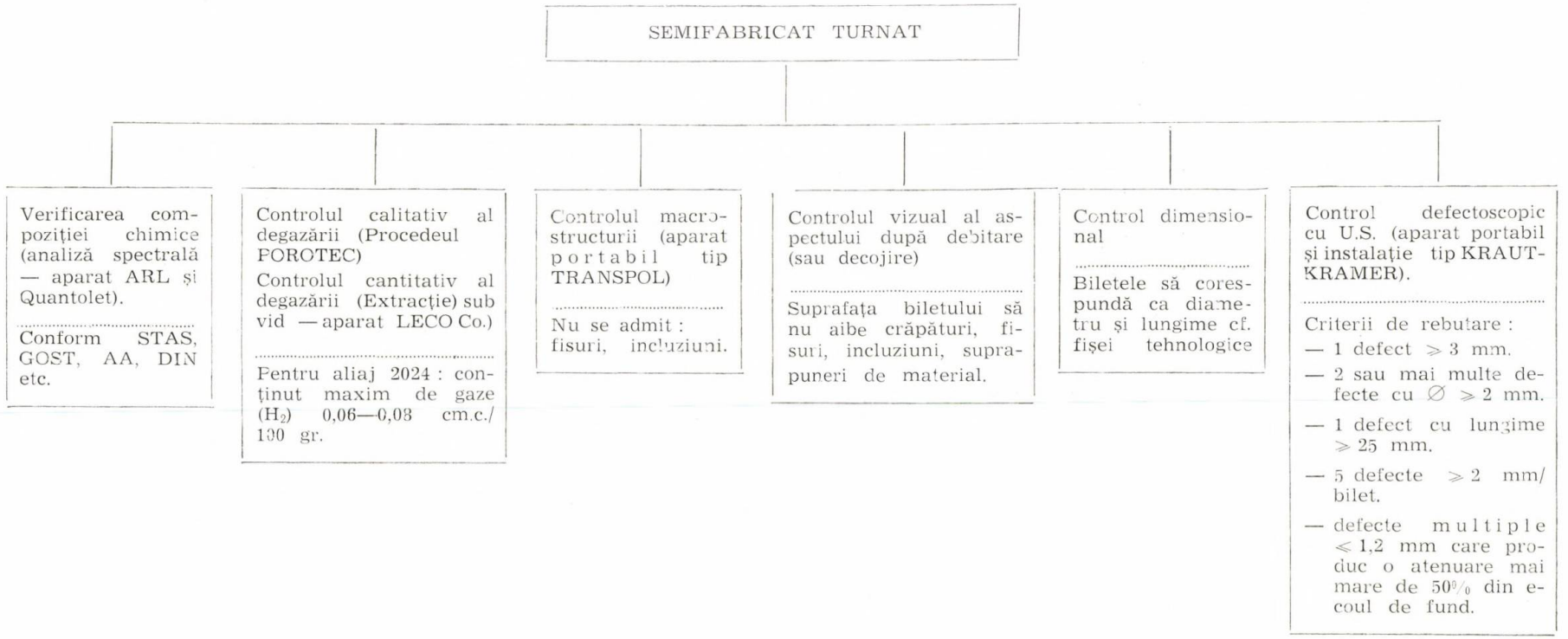
Fig. 3. Aspectul și dimensiunile de bază ale unei rețele rectangulare deformate prin extruziune.

măsură calitatea produsului extrudat conducînd la caracteristici fizico-mecanice variabile pe lungimea și secțiunea produselor extrudate. Pentru determinarea neuniformității deformației se folosesc diferite metode printre care cea a rețelei rectangulare, a știfturilor, a discurilor și a analizei macrostructurale. Considerînd rețeaua rectangulară înainte și după extruziune (fig. 3), cu ajutorul alungirii $\gamma = \frac{l_i}{l_0}$ se poate construi graficul de variația neuniformității deformației longitudinale.

Avînd în vedere că produsele extrudate din dural au o largă întrebuințare, inclusiv în domeniile „tehnicii de vîrf" (industria aeronautică), se impune cunoașterea factorilor care influențează asupra neuniformității deformației.

a. Astfel, cu cît valoarea forțelor de frecare este mai mare, cu atît mai pronunțată va fi neuniformitatea deformației, indiferent de restul condițiilor de lucru, mărimea forțelor de frecare exterioară fiind influențată la rîndul său de gradul de finețe al prelucrării suprafețelor sculelor în contact cu metalul și calitatea lubrifiantului folosit.

In cazul extrudării (directe sau indirecte) duralului nu se utilizează lubrifianți datorită efectului dăunător al acestora asupra calității produselor. Pentru ameliorarea neuniformității datorită frecărilor s-a experimentat extrudarea unor semifabricate din aliaj 2014 (D1), ∅ 219 x 450 mm, acoperite complet în folie de aluminiu 99,5 %, de grosime 0,3 mm ; extrudarea de bară ∅ 55 mm s-a efectuat la temperatura de 400°C. Folosirea foliei de aluminiu în scopul reducerii frecării a avut în vedere plasticitatea mai mare a aluminiului comparativ cu duralul.



Fluxul tehnologic al controlului de calitate pentru semifabricate turnate din aliaje tip dural

ANEXA 2

SEMIFABRICAT EXTRUDAT-TRAS

- Verificarea compoziției chimice (analiză spectrală — aparat ARL și Quantolet).
  Conform STAS, GOST, AA, DIN etc.
- Controlul macro și microstructurii (stereomicroscop Carl Zeiss-Jena și microscop optic (laborator)
  Nu se admit: structură grosolană, fisuri, exfolieri, pori, incluziuni, topiri eutectice.
- Controlul suprafeței vizual, cu lupa, cu lichide penetrante fluorescente (instalație și lupă de control cu UV).
  Criterii de respingere: fisuri, smulgeri, crăpături superficiale de la călire, urma de coroziune, sufluri.
- Controlul rugozității (aparat Tallysurff)
  Se acceptă produse cu Ra cuprins între 5—20 μm.
- Controlul dimensional (pt. țevi se folosește microcomparatorul electronic N 2201).
  Valorile de control să corespundă normelor de produs.
- Controlul conductivității electrice (conductivimetru Fischer)
  Pentru aliaj 2024:
  Stare T3—T4
  max. 19,0 $m/\Omega mm^2$
  Stare T6
  min. 21,0 $m/\Omega mm^2$

- Control în curenți turbionari pentru depistarea defectelor de suprafață (instalație EDDYMAT)
  Nu se admit: zgîrieturi, crăpături, lovituri, fisuri.
- Control cu US pentru depistarea defectelor interne. (aparat și instalație Krautkramer RST 80)
  Criterii de rebutare:
  — 1 defect $\varnothing \geqslant 2$ mm.
  — 2 defecte $\varnothing \geqslant 1{,}2$ mm.
  — 15 defecte $\varnothing \geqslant 1{,}2$ mm.
  — defecte multiple $\varnothing \geqslant 1{,}2$ mm care produc o atenuare mai mare de 5% din ecouri de fund.
- Controlul degresării
  Produsele examinate să fie perfect curate (film continuu de apă)
- Încercări tehnologice pt. țevi:
  a) încercare la presiune.
  b) încercare la aplatisare (pliere)
  c) încercare la lărgire (bordurare):
  — simplă
  — dublă.
- Controlul caracteristicilor mecanice (mașină de încercări statice tip ZWICK)
  Caracteristicile mecanice R; Ro, 2; $\delta 5$ și $\delta 10$ să corespundă normele de produs.

Fluxul tehnologic al controlului de calitate pentru semifabricate extrudate-trase din aliaje tip dural

Rezultatele au fost transpuse în diagramele din figura 4. In condițiile experimentului prin determinările efectuate, nu s-a constatat

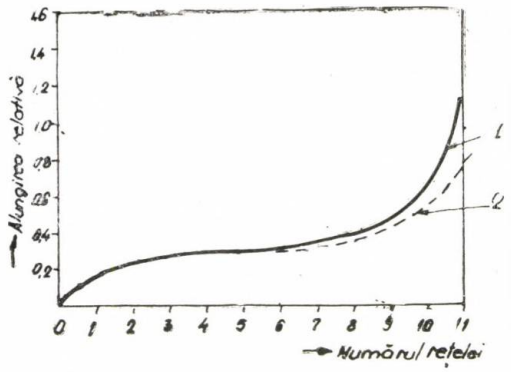


Fig. 4. Variația neuniformității deformației longitudinale la extruziune directă a duralului.
1 — fără ungere
2 — cu ungere (Al)

antrenarea aluminiului în produsul extrudat, acesta fiind prezent pe suprafața barei sub formă de peliculă continuă de grosimi de ordinul micronilor.

b. Un alt factor care influențează asupra neuniformității deformației este diferența de temperatură între scule și materialul ce se extrudează.

In general, cu cît temperatura de lucru a sculelor este mai mică decît temperatura de încălzire a materialului, cu atît mai intens va fi schimbul de căldură dintre acestea două, conducînd la răcirea materialului.

Dacă temperatura de lucru a sculelor este mai mare decît temperatura de încălzire a materialului, acestea nu pot prelua căldura generată de lucrul mecanic de deformare ceea ce conduce la creșterea continuă a temperaturii în focarul de deformare.

Condițiile optime în practica întreprinderii sînt temperatura contenorului și sculelor — 380°C și temperaturile de încălzire a duralurilor 2024 (D16), 2014 (D1) — 380 și 420°C.

La determinarea temperaturii de încălzire a aliajelor dural s-a avut în vedere variația

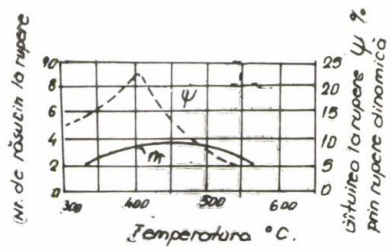


Fig. 5. Variația deformabilității duralului cu temperatura.

deformabilității cu temperatura (fig. 5), astfel că, practic, s-a adoptat temperatura la care plasticitatea este maximă.

c. Stabilirea condițiilor pentru menținerea constantă (izotermă) a temperaturii la extruziune prezintă importanță practică prin aceea că se pot obține caracteristici mecanice constante pe întreaga lungime.

Determinarea condițiilor nu s-a făcut pe baza bilanțului termic al procesului de extruziune, adoptîndu-se metoda experimentală de corelare a vitezelor de extruziune pentru menținerea constantă a temperaturii produsului extrudat la ieșirea din matriță. În acest scop, prin folosirea unui înregistrator al vitezei pistonului presei și al unui termocuplu de contract s-a determinat curba de variație a vitezei pentru diferite produse.

În figura 6 se prezintă alura curbei pentru extrudarea unei bare ∅ 37 mm aliaj 2014 (D1) pe matriță cu două orificii pe contenor ∅ 226 mm utilizînd ca semifabricat lingouri (bilete) ∅ 219×500 mm, pe o presă de 2250 tf.

d. *Influența formei sculelor* a fost luată în considerație la extrudarea aliajelor tip du-

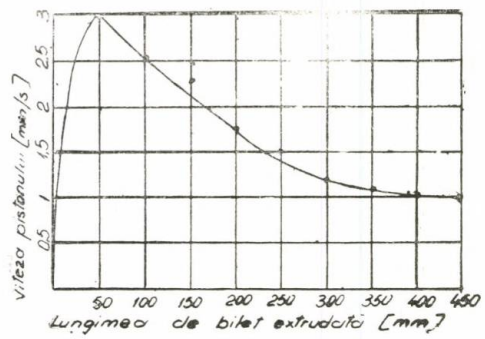


Fig. 6. Curba de variație a vitezei la extrudarea izotermă a barei ∅ 37 aliaj D 1.

ral în funcție de dotarea existentă. Astfel, în aceste condiții, neuniformitatea deformației este influențată de *finisarea suprafețelor* de frecare cu metalul și menținerea gradului de finisare un timp mai îndelungat în exploatare. Aceasta s-a realizat prin lustruirea și durificarea matrițelor prin nitrurare.

Ameliorarea calității produselor extrudate din aliaje tip dural prin reducerea neuniformității deformației s-a realizat prin pregătirea corespunzătoare a sculelor (lustruire și durificare), respectarea parametrilor de extruziune optimi (temperatură scule și material, etc.) reducerea frecării dintre material și scule prin acoperirea semifabricatelor turnate în folie de aluminiu și extrudare izotermă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Kent, R., Van Horn:* Aluminium — American Society for Metals, Metals Park, Ohio, 1967.

[2] *Popescu, V. I.:* Forjarea şi extruziunea metalelor şi aliajelor — ed. didactică şi pedagogică — Bucureşti 1976.

[3] *Drăgan, I.:* Tehnologia deformărilor plastice — Ed. didactică şi pedagogică — Bucureşti 1976.

[4] *Develay, R.:* Propriétés des alliages d'aluminium de filage — Revue de l'aluminium Nr 430 juin 1974.

[5] *Arciacov, Z. N., Balahonţev, G. A., şi alţii:* Aliuminievîe splavî. Structura i svoistva polufabricatov iz aliuminievih splavov — Izd. Metallurghia — Moskva 1974.

CZ : 621.985

Probleme specifice la alegerea parametrilor de lucru la ambutisarea prin explozie în nisip

Conf. ing. Victor **GHIZDAVU** — Academia Militară

Introducere

Proprietăţile mediului în care are loc explozia au efect important asupra modului cum se face transferul energiei de la încărcătură la semifabricat. Dacă în vid va fi transmisă semifabricatului o cantitate foarte mică de energie, aceasta creşte în aer şi va fi şi mai mare în apă. Nisipul se află, din acest punct de vedere, între aer şi apă, pe care poate s-o depăşească dacă este saturat cu apă. Alegerea mediului este strîns legată de costul şi disponibilitatea acestuia şi de complexitatea cerută instalaţiei de lucru. Apa este mediul cel mai folosit la deformările prin explozie, fiind accesibilă în cele mai multe locuri şi avînd proprietatea de a amortiza sunetul. Nisipul nu prezintă avantajele lucrului în apă,

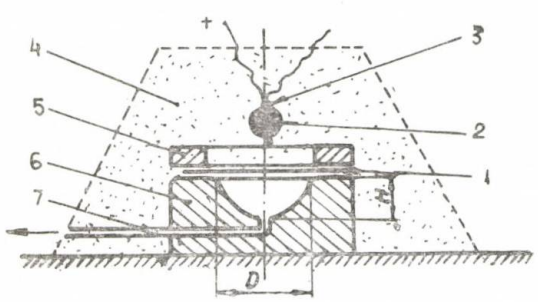


Fig. 1. Schema de lucru la ambutisarea prin explozie în nisip :
1 — semifabricatul ; 2 — încărcătura explozivă ; 3 — detonator ; 4 — nisip ; 5 — inel de fixare ; 6 — matriţă ; 7 — conductă pentru aer.

dar schema de lucru este mai uşor de realizat (fig. 1). Deoarece nu necesită o instalaţie, folosirea lui este convenabilă în special la fabricarea prototipurilor, sau a unui număr redus de piese.

Transmiterea energiei exploziei

Nisipul poate fi considerat ca un mediu poros [1] compus din trei componente : aer, apă şi componenta solidă (cristal de cuarţ). Dacă presupunem că cele trei componente au densităţile ρ_1, ρ_2 şi ρ_3 şi în volum se găsesc în rapoartele α_1, α_2 şi α_3, densitatea nisipului la presiunea normală va fi :

$$\rho_0 = \alpha_1\rho_1 + \alpha_2\rho_2 + \alpha_3\rho_3 \ [\mathrm{kgm^{-3}}] \qquad (1)$$

unde :

$$\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 = 1 \qquad (2)$$

In urma exploziei încărcăturii, în nisip se transmite o undă de şoc care poate fi descrisă cu ajutorul ecuaţiilor de bază ale mecanicii fluidelor. Pentru mişcarea unidimensională acestea pot fi scrise sub forma :

— ecuaţia conservării masei :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \qquad (3)$$

— ecuaţia conservării impulsului :

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial P}{\partial x} = 0 \qquad (4)$$

— ecuaţia conservării energiei :

$$\rho \frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{u^2}{2} + E\right) = -\frac{\partial}{\partial x}(p \cdot u) \qquad (5)$$

La stabilirea acestor ecuaţii s-a considerat o undă de mică intensitate pentru care viteza materială şi variaţia densităţii cu distanţa sînt mici.

Pentru stabilirea ecuaţiei de stare se consideră că după comprimarea mediului la presiunea p, componentele sale se vor comprima diferit, deci compoziţia în volume va fi α_1^x,

α_2^x și α_3^x, iar volumele specifice v_1^x, v_2^x și v_3^x. Aplicînd fiecărei componente relația lui Poisson :

$$p = p_0 \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^{-\gamma} \tag{6}$$

se obține **ecuația de stare,** pentru ipoteza comportării barotrope :

$$\rho = \rho_0 \left[\alpha_1 A_1^{-\frac{1}{\gamma_1}} + \alpha_2 (A_3 + 1)^{-\frac{1}{\gamma_2}} + \right.$$
$$\left. + \alpha_3 (A_3 + 1)^{-\frac{1}{\gamma_3}} \right]^{-1} \tag{7}$$

unde :

$$A_1 = \frac{p}{p_0}; \quad A_2 = \frac{\gamma_2 (p - p_0)}{\rho_2 c_2^2}; \quad A_3 = \frac{\gamma_3 (p - p_0)}{\rho_3 c_3^2}$$

Mărimi caracteristice

O mărime caracteristică a mediului exploziei este viteza sunetului dată de ecuația :

$$c^2 = \frac{dp}{d\rho} \tag{8}$$

Ținînd seama de (7) și (8) se obține în unda de șoc, pentru nisip :

$$D^2 = \frac{p - p_0}{\rho_0} \left[1 - \alpha_1 A_1^{-\frac{1}{\gamma_1}} - \right.$$
$$\left. - \alpha_2 (A_2 + 1)^{-\frac{\gamma_2}{1}} - \alpha_3 (A_3 + 1)^{-\frac{1}{\gamma_3}} \right] \tag{11}$$

In figura 2 sînt date vitezele de deplasare a frontului undei de șoc calculate cu formula, comparativ cu cele determinate experimental [2]. Se constată că în nisipuri saturate cu apă

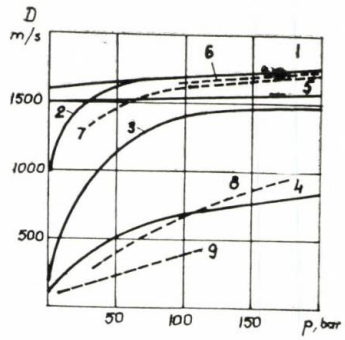


Fig. 2 Viteza undei de șoc în nisip cu porozitatea $n = 0{,}4$ saturat cu apă, calculată (—) și determinată experimental (...) la diferite conținuturi de aer :
1 — ($\alpha_1 = 0$) ; 2 — ($\alpha^2 = 10^{-4}$) ; 3 — ($\alpha_3 = 10^{-3}$) ; 4 — ($\alpha_4 = 10^{-2}$) ; 5 — apă ; 6 — ($\alpha_6 = 0$) ; 7 — ($\alpha_7 = 5 \cdot 10^{-4}$) ; 8 — ($\alpha_8 = 10^{-2}$) ; 9 — ($\alpha_9 = 4 \cdot 10^{-2}$)

$$c^2 = \frac{\left[\alpha_1 A_1^{-\frac{1}{\gamma_1}} + \alpha_2 (A_2 + 1)^{-\frac{1}{\gamma_2}} + \alpha_3 (A_3 + 1)^{-\frac{1}{\gamma_3}} \right]}{\rho_0 \left[\frac{\alpha_1}{\rho_1 c_1^2} A_1^{-\frac{1+\gamma_1}{\gamma_1}} + \frac{\alpha_2}{\rho_2 c_2^2} A_2^{-\frac{1+\gamma_2}{\gamma_2}} + \frac{\alpha_3}{\rho_3 c_3^2} A_3^{-\frac{1+\gamma_3}{\gamma_3}} \right]} \tag{9}$$

La temperatura și presiunea ($p = p_0$) normală relația (9) devine :

$$c_0 = \frac{1}{\rho_0} \left(\frac{\alpha_1}{\rho_1 c_1^2} + \frac{\alpha_2}{\rho_2 c_2^2} + \frac{\rho_3}{\rho_3 c_3^2} \right)^{-1} \tag{10}$$

Viteza sunetului în nisip scade rapid cu creșterea componenței gazoase (α_1) a nisipului, așa cum rezultă din tabelul 1.

Viteza sunetului în nisip saturat cu apă cu porozitatea n = 0,4

Tabelul 1

Conținutul de aer	0	10^{-5}	10^{-4}	10^{-3}	10^{-2}
Viteza sunetului	1620	1420	765	260	85

Viteza de deplasare a frontului undei de șoc crește cu presiunea și este dată de relația :

viteza undei de șoc depășește viteza undei de șoc în apă. In nisipuri nesaturate cu apă, viteza undei de șoc poate ajunge sub viteza sunetului în aer (70 ms^{-1} în camuflet).

Presiunea maximă produsă de explozie într-un punct al mediului se poate calcula cu relația :

$$p_M = k_1 \left(\frac{\sqrt[3]{G}}{R} \right)^{\mu_1} \quad [\text{bar}] \tag{12}$$

iar impulsul :

$$I = k_2 \sqrt[3]{G} \left(\frac{\sqrt[3]{G}}{R} \right)^{\mu_2} \quad [\text{daNs}] \tag{13}$$

unde :

G — este greutatea încărcăturii, în kg ;

R — distanța de la încărcătură, m ;

Constantele k_1, k_2, μ_1 și μ_2 se determină experimental și pentru TNT prestat ($G=0{,}2$ . . . . 1000 kg) sînt date în tabelul 2.

Tabelul 2

Valorile constantelor k_1, k_2, μ_1, μ_2, pentru TNT presat

Caracteristicile nisipului	k_1	μ_1	k_2	μ_2
Nisip saturat cu apă $\alpha_1 = 0$	600	1,05	0,080	1,05
$\alpha_7 = 5 \cdot 10^{-4}$	450	1,5	0,075	1,10
$\alpha_4 = 10^{-2}$	250	2,0	0,045	1,25
$\alpha_9 = 4 \cdot 10^{-2}$	45	2,5	0,040	1,40
Nisip nesaturat cu apă și $\rho = 1{,}52$ . . . 1,60 g/cm^3, $w = 8$ . . . 10%	7,5	3,0	$0{,}032^{-2}$	1,50
$\rho = 1{,}50$ . . . 1,55 $w = 10$ . . . 12%	8,0	3,0	0,040	1,50
$w = 2$ . . . 4%	3,5	3,3	0,032	1,50
$w = 5$ . . . 7%	6,0	3,2	0,036	1,50
$\rho = 1{,}45$ . . . 1,50 ; $w = 3$ . . . 6%	2,8	3,3	0,032	1,50

Variația în timp a presiunii într-un punct dat al mediului este dată de relația [3]

$$p(t) = p_M\left(1 - \frac{t}{\theta}\right) \text{ [bar]}, \qquad (14)$$

unde timpul caracteristic θ, depinde de constituția mediului (nisipului), de mărimea încărcăturii și de distanța de la centrul încărcăturii. Valorile lui θ sînt date în tabelul 3.

Curba de variație a presiunii cu timpul $p(t)$, care la explozia în apă are concavitatea în sus, la explozii în nisip are concavitatea în jos. Ca urmare presiunile mici se propagă mai încet decît cele mari, impulsul presiunii devine mai lung și este posibil să nu se formeze întotdeauna unde de șoc.

Date experimentale

Experimentările de ambutisare prin explozie în nisip s-au efectuat după schema din figura 1. Matrița din OL 50 avea diametrul $D = 310$ mm și adîncimea 116 mm. Semifabricatele din tablă din OL 37, 13 NC 185 X și Al 99,5 cu grosimea de 4 mm s-au tăiat la diametrul de 420 mm.

Explozivul utilizat a fost trotilul (TNT) în cantitățile de 1,3 kg, la OL 37, 1,1 kg, la 13 NC 185 X și 0,6 kg, la Al 99,5. Piesele au obținut forme corespunzătoare, cu abateri de la forma matriței de 0,1 . . . . 0,3 mm. Subțierea maximă a tablei s-a produs în centrul calotei și la porțiunea cilindrică a calotei (lîngă racordarea cu flanșa). Deformațiile au fost însoțite de creșterea durității materialelor, care în centrul calotei a crescut față de cea inițială cu 40% la oțelul carbon, 60% la oțelul inoxidabil și 23% la aluminiu. Durificarea a fost mai pronunțată pe suprafața exterioară a pieselor, probabil datorită izbirii materialului de matriță.

După ambutisare, la oțeluri carbon și la aluminiu nu au apărut modificări structurale deosebite de cele întîlnite la ambutisarea clasică la rece. In schimb, la oțelul austenitic, s-au constatat benzi Neumann care sporesc cu creșterea deformației ; la reduceri de volum peste 30% se constată formarea maclelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Calzia, J., Carabin, H.:* Étude theorique de la propagation d'un choc dans un milieu granulaire inerte. „Explosif", nr. 4, 1970.

[2] *Liohov, G. M.,:* Osnovî dinamiki vzriva v grintah i jidkih sredah. Izdatelistvo „NEDRA" Moskva 1964.

[3] *Rinehart, J. S., Pearson, J.:* Explosive working of metals. New-York 1963.

Valorile timpului caracteristic pentru TNT presat

Tabelul 3

Caracteristicile nisipului	Greutate încărcătură [kg]	Distanța de la centrul încărcăturii R [m]	Timpul scurs τ [ms]	Timpul caracteristic θ [ms]
Nisip saturat cu apă $\alpha_1 = 0$	5	6, 12, 18	0	0,9 ; 1 ; 1,1 ;
$\alpha_7 = 5 \cdot 10^{-4}$	5 40	3, 6 9 12 ; 18 6 ; 12 ; 18 ; 36	0 0	1,2 ; 1,4 ; 1,5 ; 1,6 ; 1,7 1,6 ; 1,8 ; 1,9 ; 1,9
$\alpha_4 = 4 \cdot 10^{-2}$	5	2, 4, 6	0 ; 0 ; 0,1	2,5 ; 2,5 ; 2,6 ;
$\alpha_9 = 4 \cdot 10^{-2}$	5 40	1,3 ; 1,6 ; 3,0 3 ; 4,5 ; 6,5	0,1 ; 0,5 ; 0,8 0 ; 0,5 ; 1	4 ; 6 ; 8 9 ; 14 18
Nisip nesaturat cu apă, umiditate $w = 8$ . . . 10%	5 40	1,5 ; 2,3 ; 3,2 1,8 ; 2,6 ; 3,2	0,5 ; 1,8 ; 2 0,1 ; 0 ; 1,7	1,2 ; 14 ; 18 14 ; 20 ; 30

CZ : 621.791

Criterii de proiectare și alegere a ciclului de lucru la mașinile de sudat prin frecare

Ing. N. **IONESCU**, ing .P. **LIXANDRU** — Institutul Politehnic București
Conf ing. Victor **GHIZDAVU** — Academia Militară

Criterii de proiectare

In activitatea de proiectare a mașinilor de sudat prin frecare s-au parcurs etape distincte. Concepția inițială de proiectare considera schema teoretică impusă de procesul de sudare prin frecare, iar mașinile de sudat erau asemănătoare cu strungul. Forța de apăsare axială, destul de mare, necesară sudării introducea un moment de încovoiere care provoca în final o abatere de la coaxialitate în piesa sudată. Acest lucru a apărut destul de evident, deoarece piesele sudate prin frecare sînt din bară rotundă sau țeavă, iar preciziile impuse erau de 0,10 . . . 0,15 mm. Eliminarea momentelor de încovoiere și realizarea coaxialității a creat o nouă generație de mașini de sudat prin frecare, mașinile cu două bare conducătoare echidistante față de axa de sudare. Acum liniile de frecare trec prin linia mediană, înlăturîndu-se sarcinile de descentrare.

Mașinile de sudat prin frecare sînt compuse în general din ansamblul de sudat, sistemul hidraulic (pneumatic) și sistemul electric. Aceste trei componente au fost proiectate ca elemente separate legătura fiind funcțională iar mai apoi strînse într-un agregat. Din analiza prospectelor rezultă că există o gamă largă de mașini de sudat prin frecare. Necesitatea obținerii unor turații mari (5000 . . . . 10.000 rot/min.) precum și posibilitatea realizării a două suduri simultane a condus la construcția mașinilor de sudat prin frecare cu două capete de sudare cu rotire inversă. Dezvoltarea continuă a determinat găsirea unor noi soluții constructive cu dispozitive mecanice, hidraulice și electrice perfecționate pentru executarea unor funcțiuni sau acționări speciale ori suplimentare, multe din ele brevetate.

Mașinile de sudat prin frecare construite pînă în prezent pot suda bare cu diametre de la 1 mm la 100 mm sau țevi cu suprafețe de îmbinare cuprinse între 2000 mm² și 8000 mm². Deși procedeul de sudare prin frecare necesită cunoștințe specializate în ceea ce privește îmbinarea metalelor, precizia și siguranța procesului tehnologic, performanțele realizate de mașinile de sudat prin frecare și linia lor constructivă au oferit posibilitatea mutării lor din atelierele de sudură în atelierele mecanice, fiind așezate în fluxul tehnologic de fabricație al diferitelor repere.

Orice mașină de sudat prin frecare se poate folosi cu avantaje mari atunci cînd trebuie să îmbine piese din producția de serie mare și de masă. Aceste considerente conduc la soluționarea problemelor legate de reglarea parametrilor de lucru (turație, forță de apărare, timp de sudare).

Mărimea productivității muncii, în special a productivității mașinii a impus automatizarea mașinilor de sudat prin frecare precum și specializarea acestor mașini.

Luînd ca bază aceste concluzii, un colectiv de cercetare-proiectare a început activitatea de proiectare a mașinilor de sudat prin frecare în concepție proprie. Din experința acumulată precum și din dialogul permanent cu beneficiarii, a rezultat că pentru necesitățile industriei constructoare de mașini, sînt necesare două tipuri principale de sudat prin frecare :

— de uz general, pentru producție de unicate sau serie mică ;
— specializate, pentru producție de serie mare sau de masă.

De la început, la proiectarea lor s-a ținut seama de următorii factori :

— consum redus de energie electrică ;
— specializarea mașinilor de sudat prin frecare ;
— reglarea și controlul parametrilor de sudare ;
— micșorarea dimensiunilor și greutății mașinii ;
— mărirea productivității mașinii ;
— folosirea materialelor și pieselor componente fabricate în țară ;
— tipizara elementelor componente ;
— mărirea gradului de fiabilitate ;
— construcția mașinii cu forțe proprii prin autoutilare.

Consumul de energie electrică poate fi redus prin micșorarea diferenței dintre diametrele pieselor de sudat prin frecare. Pentru sudarea pieselor cu diametre mai mici de 10 mm, se pot construi mașini de sudat prin frecare cu două capete de sudare acționate de un singur motor electric prin intermediul unui inversor. S-a construit o asemenea mașină care a fost brevetată.

Pentru producția de serie mare, specializarea mașinilor de sudat prin frecare aduce mari avantaje economice. In acest sens, mași-

Regimuri de lucru la sudarea prin frecare a unor materiale.

Tabelul 1

Nr. crt.	Materiale îmbinate	Diametrul (mm)	Turația (rot/min)	Apăsare bar $\times 10^{-2}$			Timp încălzire (s)			R (daN mm^{-2})	Mașina
				p_1	p_2	p_3	t_1	t_2	t_3		
1	OL. 37	15	5600	—	4	4	—	6	—	37 . . . 40	MSF-D. 1
2	OL. 37	15	5600	2	4	6	1	5	—	37 . . . 40	MSF-D. 1
3	OL. 37	38	1800	2	4	6	2	8	—	37 . . . 40	MSF-22.10
4	OL. 37	15	3000	3	4	6	2	6	—	37. . . 40	MSF-D. 1
5	OL. 50	16	5600	—	6	6	—	5	—	49 . . . 55	MSF-D. 1
6	OL. 50	18	5600	—	6	8	—	5	—	48 . . . 52	MSF-D. 1
7	OL. 50	16	5600	4	6	8	2,5	4	—	48 54	MSF-D. 1
8	OL. 50	16	3000	4	6	8	3	6	—	46 . . . 52	MSF-D. 1
9	OL. 50	56/20	5600	4	6	8	3	7	—	47 . . . 53	MSF-D. 1
10	OL. 50	56/20	3000	3,5	6	8	4	10	—	46 . . . 52	MSF-D. 1
11	OLC 60	13	5600	3	6	10	2	8	—	70 . . . 74	MSF-D. 1
12	OLC. 45	40	1800	4	6	8	2,5	7	3	68 . . . 75	MSF-22.10
13	OL. 45 N	16	5600	4	6	8	1,5	4	—	63 . . . 68	MSF-D. 1
14	OLC. 45	14/16	5600	4	6	8	2,5	5	—	47 . . . 50	MSF-D. 1
15	OL. 50+OLC 45	14/16	5600	4	6	8	2,5	5	—	46 . . . 50	MSF-D. 1
16	OLC. 60	13	5600	—	6	12	—	10	—	62 . . . 66*)	MSF-D. 1
17	OLC. 60	16	5600	4	8	12	3	7	—	70 . . . 74	MSF-D. 1
18	OLC. 60 N	40	1800	4	8	12	2	8	—	69 . . . 75	MSF-D. 1
19	RP3+OLC. 45	20/22	2360	4	8	16	2	5	2	70 . . . 75	MSF-17.08
20	RP3+OLC. 60R	15	5600	4	7	12	2	8	2	71 . . . 76	MSF-D. 1
21	21 MoMC. 12	16	5600	4	7	10	4	8	2	110 . . .121	MSF-D. 1
22	Am. 63	18	5600	—	3	4	—	3	2	42 . . . 46	MSF-D. 1
23	Al. 99	20	5600	—	1	1	—	3	—	15 . . . 18	MSF-D. 1
24	Cu. 5+Al. 99,5	16/18	5600	—	2	2	—	3	—	16 . . . 19	MSF-D. 1
25	Cu. 5+OL. 50	16	5600	2	4	6	3	7	—	26 . . . 30	MSF-D. 1
26	Al. 99,5 OL.50	18/16	2800	—	1,5	3	—	3	—	16 . . . 20	MSF-D. 1
27	Am. 63+OLC.45	18/16	5600	—	4	5	—	4	—	40 . . . 46	MSF-D. 1
28	Am. 63+Al.99,5	18	2800	—	2	4	—	4	—	16 . . . 20	MSF-D. 1
29	Al. Cu. 4 MgMn+Cu. 5	20/18	5600	2	3	4	2		3	32 . . . 38	MSF-D. 1

Observații N — normalizat ; R — recopt ; x — eprubetă crestată.

nile proiectate sînt specializate numai pentru sudarea barelor rotunde. Această soluție conduce la tipizarea mașinilor de sudat prin frecare pentru scule, însă cu mici adaptări mașinile pot suda și alte piese dacă este cazul.

Reglarea și controlul parametrilor la sudarea prin frecare constituie pentru orice mașină o problemă. In acest scop, în urma studiului procesului de sudare prin frecare s-a ajuns la concluzia că forța de apăsare nu trebuie să fie uniformă ci în trei trepte. Pentru aceasta, sistemul hidraulic este reglat să funcționeze în trei trepte de presiune. La rîndul ei, fiecare treaptă de presiune trebuie să acționeze un anumit timp. Turația — ținînd seama că producția este de serie mare — se reglează destul de ușor prin schimbarea roților de curele. Controlul se poate face în permanență pe aparatele de măsură de pe panourile sistemelor respective.

In general, mașinile au dimensiuni mari din cauza curselor pe care trebuie să le facă sania menghinei și a cilindrilor hidraulici de forță. In acțiunea de reducere a dimensiunilor și greutăților mașinilor de sudat prin frecare s-a plecat de la concluzia că pentru sudarea pieselor este nevoie de o anumită cursă, impusă de procesul de sudare. Pentru aceasta piesele ce urmează a fi sudate pot fi împinse pînă ajung cu planul de sudare la mijlocul distanței dintre dispozitivul rotitor și menghină. Totodată, pentru a se înlătura abaterile de la coaxialitate, s-a renunțat atît la sistemul cu ghidaje și sanie cît și la sis-

temul cu bare conducătoare. Menghina poate să fie cilindrică şi se leagă de carcasa capului de acţionare cu o ţeavă. Prin aceasta batiul se transformă într-o cutie a motorului electric principal pe care se aşează carcasa dispozitivului de sudare. Micşorîndu-se cursa la limite funcţionale, deplasarea piesei sub acţiunea forţei de apăsare se poate face de către dispozitivul rotitor de sudare. Mergînd pe această linie s-a ajuns ca o maşină de sudat prin frecare pentru piese cu diametre de 25 . . . 45 mm, să aibă lungimea de 930 mm, lăţimea de 600 mm, iar înălţimea de 1200 mm.

Mărirea productivităţii maşinii a rezultat din reducerea cursei la minimum funcţional, precum şi prin automatizarea alimentării cu piese şi extragerea pieselor sudate. S-au căutat toate posibilităţile de a reduce timpii morţi.

Automatizarea ciclului de sudare prin combinarea acţionărilor hidraulice şi electrice a condus la mărirea productivităţii maşinii. Luînd în considerare că alimentarea şi extragerea pieselor se face automat precum şi automatizarea ciclului de sudare, se ajunge la o mărire substanţială a măririi productivităţii prin aceea că un operator poate să deservească 2 . . . 4 maşini. Aceste considerente au condus la o soluţie ce a fost brevetată.

La proiectarea maşinilor de sudat prin frecare s-a ţinut seama de condiţia ca realizare acestora să se facă cu materile şi piese componente de largă utilizare fabricate în ţară. Pentru aceasta este nevoie să se ţină o strînsă legătură cu beneficiarii şi cu întreprinderile producătoare.

In cazul că este necesar să se porducă mai multe tipuri de maşini de sudat prin frecare specializate în sudarea unor piese de acelaşi fel diferenţiate prin mărimea diametrelor se poate face o tipizare a lor, utilizîndu-se în acest scop o serie de piese modulizate.

O problemă importantă în proiectarea şi construcţia de maşini de sudat prin frecare constă în asigurarea unui grad înalt al fiabilităţii. Aceasta a fost soluţionată de colectivul de cercetare-proiectare şi dovadă sînt maşinile construite în anii 1970, 1973, 1976 care funcţionează în bune condiţii şi astăzi.

In permanenţă s-a avut în vedere că maşinile de sudat prin frecare proiectate să poată fi construite de către beneficiar cu forţe proprii în cadrul acţiunii de autoutilare. Pentru aceasta s-au studiat posibilităţile tehnico-economice ale întreprinderii, dotarea cu maşini-unelte precum şi pregătirea personalului. Realizarea unei legături permanente cu beneficiarul a condus la scurtarea timpului de cercetare-proiectare şi de construcţie a fiecărei maşini. Aceasta se întîmplă atunci cînd beneficiarul are încredere în procedeu, îl foloseşte cu avantaje depline, iar proiectantul a înţeles ce vrea beneficiarul.

Consideraţii privind alegerea ciclului de lucru

La sudarea prin frecare căldura necesară se obţine datorită mişcări relative a celor două piese în contact sub presiune. După ce un strat de metal suficient de gros a atins temperatura necesară, mişcarea încetează brusc, piesele rămînînd mai departe apăsate în contact cîteva secunde. Rezultă, deci, că principalii parametri care intervin în procesul de sudare sînt :

— viteza relativă de alunecare pe suprafeţele în contact ;
— presiunea de apăsare în faza de încălzire ;
— presiune de apăsare în faza de refulare ;
— duratele fiecăreia din cele două faze.

Ţinînd seama şi de operaţiile de deservire, ciclul de lucru al maşinior de sudat prin frecare cuprinde următoarele faze ; încălzirea materialului, refularea materialului şi deservirea maşinii.

În **faza de încălzire,** sub suprafeţele de contact ale celor două piese, se produc fenomene complexe mecanice, termice şi metalurgice. Acestea conduc la plastifierea materialului adiacent suprafeţelor de contact şi la formarea unui strat intermediar între cele două materiale care se sudează.

Momentul de frecare, după o creştere bruscă în primele fracţiuni de secundă de la aducerea pieselor în contact (fig. 1 şi 2), scade repede şi se stabilizează la un nivel care permite ca sursa termică dată de frecare să compenseze pierderile de căldură. La aceeaşi apăsare, momentul va atinge niveluri mai scăzute la viteze de alunecare mari ca urmare a creşterii intensităţii sursei calorice, plastifierii mai accentuate a materialelor în stratul intermediar, deci scăderii coeficientului de frecare. In schimb gradientul cîmpului termic în direcţie axială creşte odată cu viteze, determinînd zone influenţate termic mai reduse, dar şi tensiuni termice mai mari.

In unele lucrări [1, 2, 3,] se recomandă ca optime pentru oţeluri vitezele de alunecare cuprinse între 2 şi 3,5 $m.s^{-1}$. Cercetările efectuate în ultimul timp au stabilit, însă, că se pot obţine îmbinări de calitate folosind viteze de alunecare mai mari. Acestea sînt avantajoase atunci cînd se urmăreşte reducerea scurtării pieselor, a bavurii şi a zonei influenţate termic. De asemenea, la viteze mai mari de alunecare, pentru aceeaşi intensitate a sursei de căldură, se pot utiliza presiuni de

apăsare mai mici, ceea ce constituie un avantaj important din punct de vedere al solicitărilor și deformațiilor ce pot apare în diferitele elemente ale mașinii de sudat sau în dispozitivele de fixare a pieselor.

Presiunea între cele două piese ce se sudează determină mărimea momentului de frecare. Nu este rațional ca să se realizeze dintr-o dată o presiune de încălzire prea mare, deoarece aceasta ar conduce la un vîrf al mo-

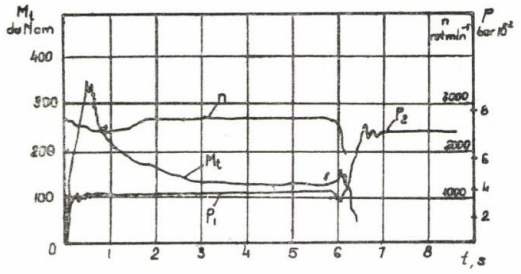


Fig. 1. Variația momentului de frecare la încălzirea cu presiunea constantă (OLC. 45 Φ 16 min).

mentului de frecare, de 2 . . . 3 ori mai mare decît momentul de regim (fig. 1). De aici, ar rezulta o utilizare nerațională a motorului care trebuie dimensionat pentru o putere, la care nu lucrează decît o mică durată a fazei de încălzire.

Pe de altă parte suprafețele pe care se face contactul pieselor nu sînt riguros plane și perpendiculare pe axul de rotație. De aici,

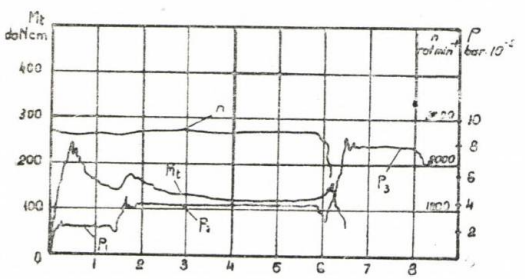


Fig. 2. Variația momentului de frecare la încălzirea cu presiunea variabilă (OLC. 45 Φ 16 mm).

rezultă că — în primele momente — frecarea și deci căldura degajată nu pot fi riguros controlate.

Datorită celor arătate, s-a considerat necesar ca la mașinile de fabricație românească MSFD.1., MSF 22.10 și MSF 17.08 încălzirea să se facă cu două trepte de presiune ($p_1 < p_2$). Aceasta a condus la reducerea vîrfului momentului de frecare (fig. 2) și deci la sudarea cu aceeași putere la motor a unor piese de secțiune mai mari. Față de puterea specifică de circa 50 W/mm² indicată de literatură [4, 5] s-au obținut astfel puteri specifice sub 20 W/mm². In afară de aceasta, în prima treaptă de încălzire (preîncălzire) cele două suprafețe în contact se îndreaptă și se curăță, ceea ce permite ca la începutul treptei a doua (încălzirea propriu-zisă) să existe un bun contact între cele două piese. Procesul de încălzire necontrolabil în trepte întîia devine perfect controlabil în treapta doua.

Pentru treapta de încălzire propriu-zisă, se recomandă presiuni p_2 de 0,8 . . 2 daN mm^{-2} pentru aluminiu; 2 . . 4 daN mm^{-2} pentru cupru, alame și unele aliaje neferoase; 3 . . . 8 daN mm^{-2} pentru oțeluri carbon și 12 daN mm^{-2} pentru oțeluri aliate. Mărimea presiunilor pentru treapta întîia (preîncălzire) se alege astfel ca vîrful momentului de frecare să se păstreze în limitele convenabile. Cu oarecare aproximație se poate lua $p_1 \approx 0{,}5\ p_2$. La piesele care necesită apăsări relativ mici față de capacitatea mașinii, treapta de preîncălzire poate fi suprimată.

Utilizarea unor persiuni de apăsare mai mari la o viteză de alunecare constantă conduce, de asemenea, la creșterea intensității sursei de căldură dar pe seama creșterii forțelor de frecare și a momentului de frecare. Stratul de material plastifiat tinde să se îngusteze odată cu creșterea cantității de material reflulat în bavură, iar în faza de refulare gradul de deformare poate fi insuficient.

Durata treptei de preîncălzire t_1 se alege pe considerente de scădere a valorii momentului sub un anumit nivel și de egalizare a suprafețelor și de regulă se află în intervalul $t_1 = 1 \ldots 3$ s.

Durata treptei de încălzire t_2 trebuie limitată strict la cea necesară obținerii temperaturii cerute pe suprafețele de contact și la obținerea stratului plastifiat de grosime suficientă. Prelungirea ei, fără să îmbunătățească calitatea îmbinării, pe lîngă creșterea pierderilor de material în bavură, mărește zona influențată termic și dimensiunile cristalelor. Durata de acționare a presiunii de încălzire p_2 de regulă se găsește în intervalul $t_2 = 1 \ldots 8$ s.

Faza de refulare începe din momentul opririi mișcării de rotație și se caracterizează prin refularea stratului de material plastificat la presiuni egale sau mai mari de cît în faza anterioară. Pentru obținerea unui grad de deformare corespunzător este necesar ca oprirea rotirii să se producă într-un timp foarte scurt, de ordinul zecimilor de secundă, pentru ca plasticitatea materialului înmuiat să scadă cît mai puțin pînă la începerea refulării.

Presiunea de refulare p_3 trebuie să fie superioară limitei de curgere a materialului, considerată la temperatura la care se găsește materialul la sfîrșitul fazei de încălzire. In unele cazuri, la sudarea oțelurilor cu conținut

redus de carbon, a aluminiului sau a unor aliaje neferoase, presiunea de refulare se poate menține egală cu cea de încălzire ($p_3 = p_2$). Oțelurile aliate și înalt aliate, necesită presiuni mai mari care pot depăși $p_3 = 2p_2$.

Durata menținerii apăsării în faza de refulare t_3, la sudarea majorității materialelor, este limitată superior pe motive de productivitate. La sudarea oțelurilor cu conținut ridicat de carbon sau înalt aliate, o menținere prea îndelungată a presiunii de refulare poate dăuna calității îmbinării. De regulă durata aplicării forței de refulare se fală în limitele $t_3 = 1 \ldots 5$ s.

In tabelul 1 sînt date regimurile de lucru la sudarea (prin frecare pe mașini realizate la noi) a mai multor combinații de materiale.

Durata **fazei de deservire** influențează productivitatea mașinii de sudat prin frecare și depinde de construcția dispozitivelor de fixare a pieselor, de lungimea curselor în gol, și de gradul de automatizare a comenzilor.

Utilizarea dispozitivelor de fixare a pieselor cu autostrîngere poate conduce la timpi de deservire care se apropie de cei consumați de sudarea propriu-zisă. De exemplu, la sudarea pe mașina MSF-17.08 a barelor de OLC. 45+RP$_3$, cu diametrul ∅ 20 pentru burghie, s-au realizat timpi de deservire manuală sub 10 s, față de durata fazelor de sudare ($t_1 = 2$ s, $t_2 = 5$ s și $t_3 = 2$ s) de 9 s.

Automatizarea alimentării nu duce întotdeauna la scurtări ale ciclului de lucru, dar oferă posibilitatea lucrului la mai multe mașini, concomitent cu o calitate mai uniformă.

In figura 3 este dată ciclograma mașinii de sudat prin frecare pentru burghie MSF-30 20-AMIS. Liniile pline reprezintă curse înainte ,iar cele punctate curse înapoi. Semnul „+" corespunde acționării elementelor iar „—" anulării acționării. S-au notat cu simbolurile: BP-buton de pornire; $m_1 \ldots m_6$ — microcontacte; $E_1 \ldots E_{10}$ — electromagneții distribuitoarelor hidraulice; $RB_1 \ldots RP_3$ — relee de presiune; $RT_1 \ldots RT_3$ — relee de timp; F — frînă electromagnetică; C — cuplaj electromagnetic; p_0 — presiuni de deplasare în gol; p_1 — presiunea de preîncălzire; p_2 — presiunea de încălzire; p_3 — presiunea de refulare; p_s — presiunea de strîngere, n — turația capului de acționare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Calderale, P, M.:* Sintesi delle ricerche sulla saldatura ad attrito. In: Rivista italiana della saldatura, 22, nr. 6, 1970.

[2] *Drewes, P., Wichelhaus, G., Wenzel,* M.: Regelung beimm Reibschweiss prozenss. In: Industrie-Anzeiger, 73, nr. 43, 1971.

[3] *Eichorn, F., Schaefer, R.:* Grundliegende. Untersuchungen zum Konwentionellen Reibschweissen. In: Schweissen und Schneiden, 21 nr. 5, 1969.

[4] *Foister, P. D.:* Friction Welding and metal fabrication, 40 nr. 6, 1972.

[5] *Kocerghin, K.A.:* Swarka davlenien. Masinostroenie, Leningrad, 1972.

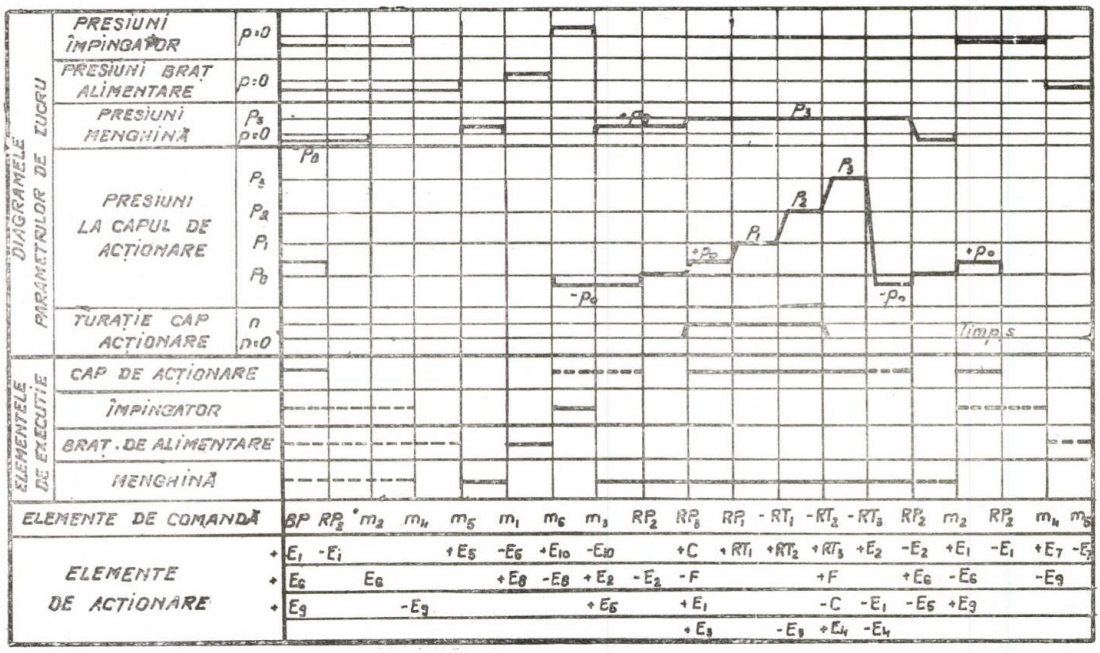


Fig. 3. Ciclograma pentru MSF-30.20-AMIS.

CZ : 621.762 : 621

Aspecte tehnico-economice ale aplicării metalurgiei pulberilor în industria constructoare de mașini și aparate

Prof. dr. ing. Nicolae **VINTILĂ** — Institutul Politehnic — Cluj-Napoca

Ca tehnologie, metalurgia pulberilor are, pînă în prezent, un caracter intreit și anume : neconvențională, nouă și de vîrf. Caracterul neconvențional este asigurat nu atît de ponderea mică a cantităților fabricate în raport cu cantitățile fabricate prin alte tehnologii, cît mai ales de principiile de fabricație antrenate în procesul de realizare a produselor sinterizate. Tehnologia, cel puțin sub aspectul valorificării industriale, este nouă, afirmație întărită de vîrsta ei relativ tînără, care nu a atins însă cinci decenii. Metalurgia pulberilor a fost aplicată industrial pentru prima oară în S.U.A. în 1932 și abia în jurul anului 1938 în Europa și anume în Germania. Este o tehnologie de vîrf deoarece, pe de o parte, multe din produsele sale sînt indispensabile unor sectoare de înaltă tehnicitate : (sectorul nuclear și cel al vehiculelor cosmice), iar pe de altă parte este tehnologia cea mai receptivă la progresele realizate în domeniul științei și tehnicii. Tehnologiile folosite în cadrul metalurgiei pulberilor sînt într-o permanentă învoire și diversificare, proces care menține viu interesul și colaborarea dintre cercetare și industrie.

Indiferent dacă produsele sinterizate pot sau nu să fie elaborate și prin alte tehnologii, considerate clasice sau convenționale, interesul pentru ele, datorită proprietăților lor superioare, este așa de mare încît sînt cerute tot mai insistent. Increderea proiectanților în calitățile produselor sinterizate este așa de mare încît le prevăd în proiectele lor fără ezitare și de multe ori înainte de a se convinge dacă se și pot procura. Ca urmare asistăm la o intensă cerere de produse sinterizate, caracterizate printr-o mare diversitate de compoziție, formă, dimensiuni și mărime a seriilor de fabricație.

Valorificarea industrială a metalurgiei pulberilor, spre deosebire de alte tehnologii neconvenționale, pune probleme mai delicate, cere o analiză mai aprofundată, deoarece înînzestrarea tehnică este mai complexă iar tehnologia — mai pretențioasă. Dezvoltarea impetuoasă a industriei noastre constructoare de mașini și aparate nu numai că a cerut dar a și impus o fabricație proprie de diverse produse sinterizate.

In prezent industria noastră constructoare de mașini și aparate beneficiază din plin de avantajele oferite de metalurgia pulberilor prin produsele sinterizate furnizate de unități specializate. Cu toată producția organizată și masivă de piese sinterizate, mulți solicitanți rămîn nesatisfăcuți fie că seria de fabricație cerută este prea mică, fie că produsul nu se încadrează în specificul unităților existente, sau că dimensiunile fabricatului depășesc posibilitățile utilajelor din dotare. Necesitatea acestor produse este însă așa de stringentă, încît majoritatea solicitanților se gîndesc la organizarea unor secții proprii de metalurgie a pulberilor.

Pentru a oferi un cadru mai concret de gîndire tuturor celor ceare ar dori să-și organizeze o secție de metalurgia pulberilor, se vor prezenta unele aspecte tehnico-economice, ale dezvoltării unor producții proprii de piese sinterizate. Se vor face referiri la tipuri de piese care pot fi realizate și prin tehnologii convenționale cu mențiunea că, concluziile pot fi generalizate și pentru fabricarea unor produse pentru care metalurgia pulberilor este singura tehnologie utilizabilă.

Prețul de fabricație este puternic influențat de mărimea seriei. Din analiza făcută pentru o piesă reprezentativă — flanșă pentru cuplaj cu bolțuri — atît în execuție clasică, prin așchiere, cît și prin sinterizare, în cazul unei dotări tehnice adecvate, reiese că (fig. 1 :

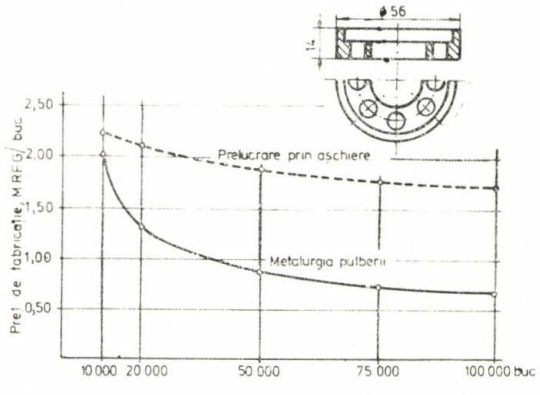


Fig. 1

— numai de la serii de cel puțin 10.000 buc. produsul sinterizat este mai ieftin decît cel produs prin așchiere ;
— diferența de preț de fabricație atinge valoarea maximă la serii de circa 50.000 buc., după care rămîne aproape constantă ;
— prețul de fabricație al produsului sinterizat scade cu mărimea seriei pînă la circa 70.000 — 80.000 buc., după care se stabilizează la o valoare minimă.

Prețul de fabricație pe kilogram de produse sinterizate, la o mărime optimă a seriei de fabricație, depinde mai ales de mărimea piesei (greutatea piesei), așa cum reiese din figura 2. Prețul de fabricație, inclusiv costul sculelor, scade odată cu greutatea piesei, existînd și aici o tendință de stabilizare la greutăți de peste 100 g. Complexitatea pieselor influențează prea puțin prețul de fabricație (figura 2 corelată cu datele din tabel).

Utilajele de bază, chiar dacă simplu se numesc prese sau cuptoare, sînt specializate pentru metalurgia pulberilor, au o productivitate ridicată și — datorită specializării — sînt în general scumpe. Caracteristicile utilajelor, în special ale celor de punere în formă (prese), trebuie corelate cu dimensiunile pieselor (tabelul 1).

Organizarea unei secții proprii de metalurgia pulberilor pentru asigurarea necesarului de piese sinterizate, necesită, chiar pentru cea mai mică serie de fabricație, un minim de înzestrare tehnică și condiții de lucru specifice, care cer un spațiu propriu și adecvat. Sculele sînt complexe și de mare precizie, realizarea lor pretinzînd o sculărie de înaltă tehnicitate și competență.

Realizarea unui produs nou sau asimilat necesită o etapă de cercetare fie pentru a găsi cea mai bună compoziție în raport cu solicitările specifice și o tehnologie adecvată, fie numai pentru precizarea tehnologiei de fabricație.

Desigur, și nu în ultimul rînd, trebuie să se analizeze și acoperirea necesarului de materii prime, în special pulberi metalice.

Seria minimă a rentabilității (10.000 buc.) este adevărată numai în cazul unei înzestrări tehnice de cea mai bună calitate și numai în raport cu o tehnologie clasică. Prin auto-

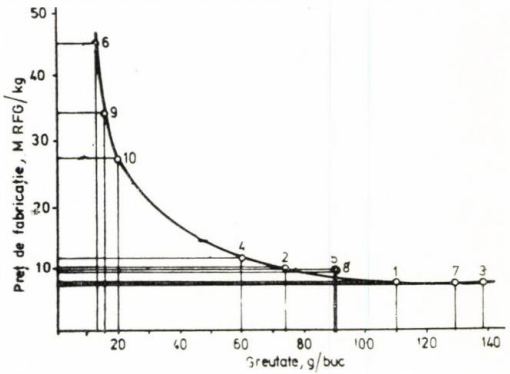


Fig. 2

utilare și prin adoptarea unor utilaje existente, în special prese, mărimea seriei limită poate fi mult coborîtă. Cercetarea științifică este capabilă, și a dovedit-o, nu numai să asimileze fabricarea unor produse sinterizate dar și să creeze noi produse, tehnologii îmbunătățite și să proiecteze și utilaje specifice. Colectivul de cercetare de la Institutul Politehnic din Cluj este oricînd gata să sprijine efectiv, prin cercetare, proiectare și asistență tehnică, orice inițiativă de a utiliza produse sinterizate în utilajele și aparatele fabricate, cît și la organizarea unor secții de metalurgia pulberilor.

Tabelul 1

Nr. crt.	Tipul presei	Greutatea g	Secțiune transv. cm²	Producția lunară buc.	Puterea presei t	Producția orară buc./ore
1	Flanșă cuplaj cu bolțuri	115	15,7	10.000	200	600
2	Cuzinet cu flanșă	74	9,3	10.000	100	600
3	Stator pompă ulei	138	13,5	30.000	100	550
4	Rotor pompă ulei	60	5,6	30.000	100	750
5	Sector dințat	90	15,3	10.000	200	450
6	Pîrghie	13	1,7	30.000	60	600
7	Piston amortizor auto	129	15,5	20.000	200	450
8	Contragreutate	91	9,3	10.000	100	600
9	Pinion	16	2,2	30.000	60	750
10	Cuzinet	20	4,0	20.000	60	700

BIBLIOGRAFIE

[1] *Domșa, A., Palfalvi, A., Nicolae, V., Botha, L., Buzoianu, P.:* Tehnologia fabricării pieselor din pulberi metalice. Ed. Tehnică, Buc., 1966.

[2] *Nicolae, V.:* Considerente tehnico-economice asupra utilizării pieselor sinterizate în construcția de mașini. Conf. M. I. Chimice și M. Apr. Teh. Mat. 1976.

[3] *Nicolae, V., Palfalvi, A.:* Stadiul metalurgiei pulberilor în R. S. România. Conf. Internațională de Metalurgia Pulberilor, Kiev, 1977.

[4] *Winterberg, F.:* Investment and Economy of Sintered Parts Manufacture. Powder Metallurgy International, 3/1976.

CZ : 620.192 : 621.746.77

Controlul produselor laminate în cîmp magnetic

Prof. dr. ing. Dolphi **DRIMER**, ing. Mihai **VOICU**, ind. Vlad **NEGULESCU**, ing. Florin **UDRESCU**, fiz. Alexandra **TOPALĂ**, ing. Petre **GLADCOV**, ing. Doru **PĂUȘAN** —
Catedra de Tehnologia Materialelor și Sudură — Institutul Politehnic București.

În cadrul Catedrei de Tehnologia Materialelor și Sudură a Facultății T.C.M., Institutul Politehnic București, s-a realizat o instalație experimentală pentru defectoscopie magnetică cu pulberi, cu vizualizare pe monitor de televiziune, denumită : „TEHNOMAC — 01". Ea este destinată studiului și punerii în evidență a defectelor de suprafață în piese laminate din materiale feromagnetice. Instalația se compune din următoarele părți principale :

1. grupul de magnetizare, activare și iluminare în ultraviolet ;
2. grupul de examinare prin macroteleviziune ;
3. grupul de prezentare a defectelor tipice ;
4. grupul de mixaj și comparare.

Ca metodă de magnetizare se folosește cea transversală, care se realizează prin trecerea unor curenți de intensitate mare, la tensiuni mici, direct prin piesa de controlat. Curentul se introduce prin capetele de fixare și circulă în lungul axului piesei, liniile de flux magnetic avînd un circuit inelar în jurul acesteia, în direcție perpendiculară pe axa sa. Magnetizarea transversală se recomandă în cazul defectelor orientale în lungul axei piesei.

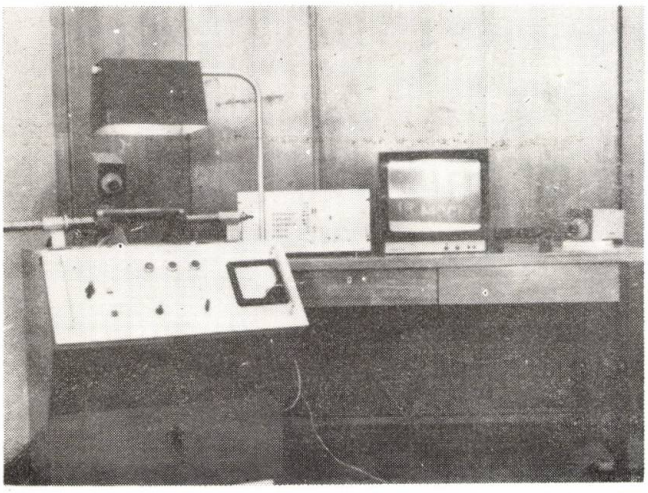


Fig. 1 Instalația experimentală TEHNOMAG-01 prevăzută cu sistem de televiziune în circuit închis și dispozitiv de mixaj a imaginii.

Înainte de magnetizare, pe suprafața produselor de controlat se pulverizează o suspensie de pulbere magnetică fluorescentă în lumină ultravioletă. Examinarea probei se poate face cu ochiul liber sau prin metoda macroteleviziunii, cu ajutorul unei camere de luat vederi. Aceasta este îndreptată spre suprafața de controlat și este cuplată într-un sistem de televiziune în circuit închis. Imaginea defectului apare pe ecranul unui monitor. Ea se compară pe același ecran cu imaginea unui defect tipic, înregistrată pe bandă Tele-Recording și mixată cu ajutorul unei instalații de mixaj ESMES sau obținută de la o a doua cameră TV, care vizează un defect tipic.

Experiențele efectuate au arătat că sistemul TV este perfect aplicabil la examinarea defectelor, imaginile obținute fiind caracterizate de o foarte bună claritate și contract. Obținerea unei imagini de bună calitate reclamă :

— iluminarea corespunzătoare a produsului de controlat cu radiații ultraviolete ;

— utilizarea unui obiectiv al camerei de luat vederi cu distanța focală optimă corespunzătoare distanței la care se montează camera ;

— menținerea, în anumite limite, a distanței dintre produsul examinat și obiectivul camerei de luat vederi.

Experiențele efectuate cu ajutorul unei instalații de televiziune în circuit tip „TEHNOTON" au arătat că este posibil să se obțină o imagine de bună utilitate, chiar și în exteriorul unei camere obscure. Instalația folosește o tensiune de alimentare de 380 V, pentru a obține curentul de magnetizare de aproximativ 1000 A în regim de impuls. Epruvetele se prind frontal, dispozitivul permițînd

un contact între plăci și piesă prin apăsarea acestora cu o forță constantă. Lungimea probei poate fi de maximum 400 mm și minimum 100 mm, iar dimensiunea transversală (diametru, latură) la capete de maximum 80 mm și minimum 5 mm.

S-au supus examinării epruvete debitate din produse laminate cu diametrul (latura) cuprinse între 25 mm și 50 mm, iar lungimea lor între 150 mm — 300 mm. În lotul de epruvete aflat la dispoziție au fost constatate relativ puține defecte de suprafață. Cele mai sugestive defecte au fost crăpăturile longitudinale continue sau discontinue, fisurile orientate în majoritate în lungul generatoarei, pliurile de laminare.

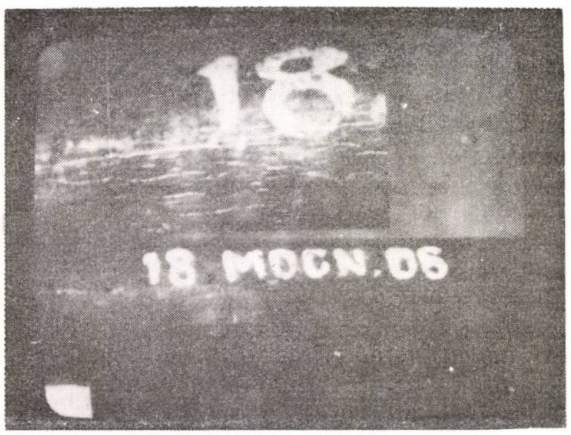


Fig. 2. Imagine mixată obținută la controlul unor bare laminate cu ∅ 30 mm din oțel 18 Mo CN 05 : sus, imaginea unei bare cu defecte ; jos, imaginea unei bare etalon, fără defecte.

Revelatorul utilizat la toate probele redate în figuri a fost de tip fluxo — SRFM în soluție apoasă. Modificarea intensității de control nu a condus la schimbări sesizabile în vizibilitatea defectelor. În cazul de față, folosindu-se revelatori lichizi, s-a utilizat o pompă acționată electric, montată pe un rezervor și prevăzută cu un pistolet pentru distribuirea suspensiei. Producerea fluorescenței pulberilor distribuite pe epruvete s-a făcut cu o lampă fixă prevăzută cu două tuburi cu mercur tip Philips de 125 W sau cu o lampă portativă cu un singur tub de 125 W.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Crafti, A., Drăgan, I.:* Laminarea profilelor — Ed. Tehnică, București, 1967.
[2] *Hartgensen R.:* — Die Prüfung von Stahlröhren auf Oberflähren fehler nach dem Fluoreszenz — Magnetpulverfahren — Stahl und Eisen, nr. 9, 1965.
[3] *Nazarov, T.:* Defectoscopia nedistructivă a materialelor —Ed. Tehnică, București, 1964.
[4] *Bezer, A. T.:* Magnetic Methods of Nondestructive Testing — vol. 6, nr. 4. dec., 1964, p. 109.

CZ : 621.9 : 534.321.9

Aspecte ale influenței presiunii statice asupra prelucrării ultrasonore cu suspensie abrazivă a feritelor

Ing. I. **VUCU**, ing. Gh. **SAVII** —

Se știe că presiunea statică are influență hotărîtoare asupra capacității de prelucrare. Valoarea acestei presiuni, corespunzătoare vitezei maxime de prelucrare, depinde de mai mulți factori, între care importanță majoră au proprietățile fizice și mecanice ale materialului obiectului prelucrării.

Necesitatea stabilirii valorilor parametrilor regimului de prelucrare dimensională ultrasonoră cu suspensie abrazivă a semifabricatelor din unele ferite a impus cercetarea experimentală a influenței presiunii statice asupra timpului de bază minim.

Schema prelucrării cu sculă prismatică (au mai fost utilizate scule cilindrice și tubulare), adoptată pentru această cercetare, este prezentată în figura 1. Obiectul prelucrării OP a fost din ferită caracterizată de $t_x = 4{,}7$ ($t_x = \tau_r/\sigma_r$), cu duritatea $HV = 370$. Suspensia abrazivă *SA*, frecvența f a oscilațiilor suprafeței frontale a sculei și amplitudinea a a acestor oscilații au fost stabilite, în baza datelor din literatura de specialitate, ca să asigure o capacitate de prelucrare cît mai mare, adică suspensia abrazivă a fost formată din apă și carbură de siliciu (Si C), particulele abrazive au avut granulația nr. 12 (STAS 1753—60), iar concentrația acestor particule a fost de 50% în volum, $f = 20{,}5$ kHz și $a \simeq 30$ μm. S-au utilizat scule S prismatice (aria suprafeței frontale $A_{Sp} = 0{,}1$ cm^2), cilindrice

(A_{Sc} =0,283 cm²) și tubulare A_{St} 0,260 cm²) din oțel marca OLC 45, recopt, avînd duritatea HB=170. 6

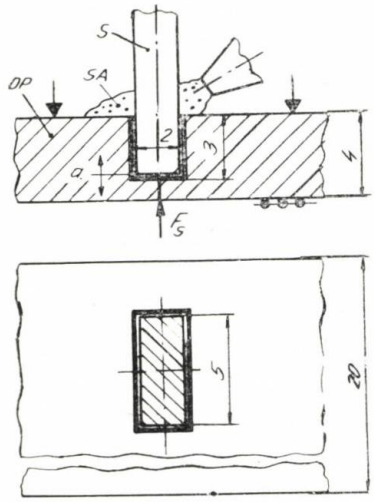


Fig. 1. Schema pentru cercetare experimentală a influenței presiunii statice asupra timpului de bază minim.

In aceste condiții, la fiecare valoare a presiunii statice (p = 1,2,4,6,... daN/cm²), s-au executat mai multe alezaje, lungimea de prelucrare a fost măsurată cu comparatorul, iar durata prelucrării s-a cronometrat.

Cu datele experimentale obținute s-a stabilit dependința dintre presiunea statică și timpul de bază, a cărei reprezentare grafică este prezentată în figura 2. Analizînd această figură s-au formulat **concluziile** următoare:

— valoarea presiunii statice corespunzătoare timpului de bază minim (p_c), în cazul sculei prismatice este p_{cp} =8 daN/cm², în cel al sculei cilindrice p_{cc} = 5 daN/cm², iar la prelucrarea cu sculă tubulară p_{ct} = 4 daN/cm². Diferențele dintre aceste valori se explică, în primul rînd, prin diferențele dintre ariile suprafețelor frontale ale sculelor utilizate, dar și prin deosebirile dintre formarea acestor suprafețe;

— odată cu scăderea presiunii statice p sub valoarea corespunzătoare timpului de bază minim ($p<p_c$), creșterea timpului de bază este relativ lentă, pe cînd, odată cu mărirea aceleiași presiuni peste valoarea arătată a timpului de bază ($p>p_c$), acest timp crește relativ brusc. Rezultă că alimentarea nesatisfăcătoare cu particule abrazive proaspete la $p>p_c$ dăunează mai mult capacității de prelucrare, decît scăderea valorii forței de lovire a particulelor abrazive pe suprafața de prelucrat în domeniul $p<p_c$.

Se cunoaște că la străpungerea obiectului prelucrării de către sculă poate să apară deteriorarea acestui obiectiv în zona străpungerii. La cercetarea experimentală pentru stabilirea valorii presiunii statice corespunzătoare timpului de bază minim s-a observat că la această valoare a presiunii, stratul de material cu grosimea g_f(fig. 3) nu mai este erodat, ci detașat întreg sau fărîmițat.

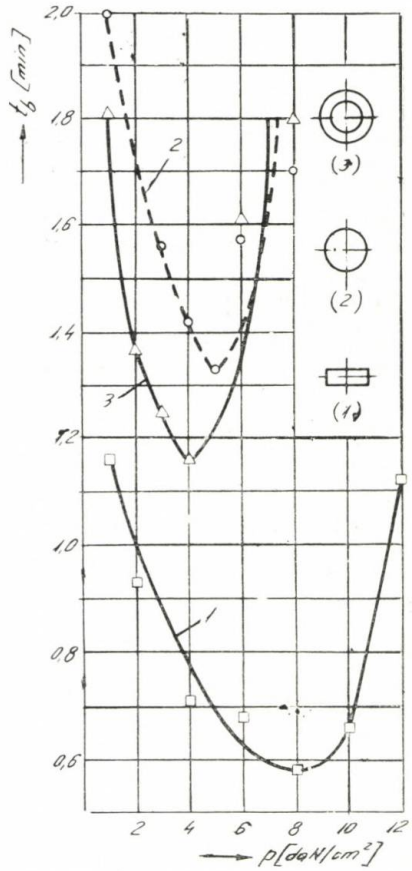


Fig. 2. Dependența dintre presiunea statică și timpul de bază:
1 — sculă prismatică; 2 — sculă cilindică; 3 — sculă tubulară.

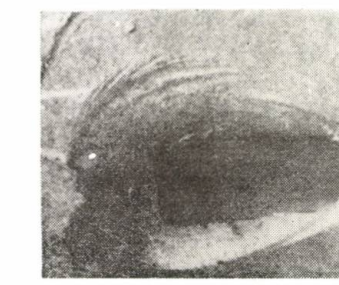


Fig. 3 Deteriorarea obiectului prelucrării la străpungerea sa de către sculă:
a — fotografie;

S-a considerat că stratul cu grosimea g_f este detașat datorită solicitării sale la forfecare și că se foarfecă sub acțiunea unei forțe dinamice F_d .

Forța de forfecare F_f a unei plăci cu grosimea g oarecare, sau a unui strat de mate-

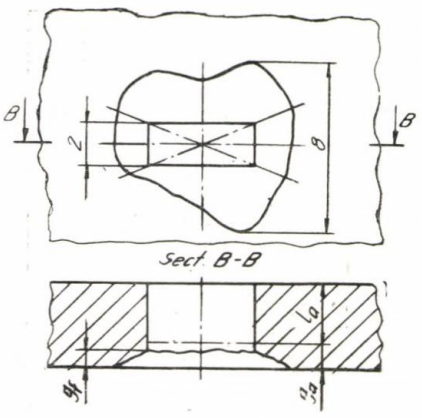


Fig. 3. b — desen.

rial cu aceeași grosime, poate fi calculat cu relația cunoscută :

$$F_f = L \cdot g \cdot \tau_r \ \text{[daN]}, \qquad (1)$$

în care :

L este lungimea perimetrului forfecat, în mm ;
τ_r — rezistența la forfecare a materialului de forfecat, în daN/mm².

Pentru detașarea materialului de pe suprafața de prelucrat, la prelucrarea dimensională ultrasonoră cu suspensie abrazivă, particulele abrazive de pe această suprafață trebuie lovite de către sculă cu o forță dinamică F_d a cărei valoare maximă poate fi calculată cu relația (1) :

$$F_d \simeq 1{,}7 \ F_s \cdot a^{1/2} \ \text{[daN]}, \qquad (2)$$

în care :

F este forța statică, în daN ;
a — amplitudinea oscilațiilor suprafeței frontale a sculei, în μm.

Acceptînd că stratul de material cu grosimea g_f se foarfecă sub acțiunea forței dinamice F_d, valoarea acestei grosimi poate fi calculată înlocuind în relația (1) pe F_f cu expresia forței F_d din relația (2). In cazul conturului de forfecat cu formă oarecare :

$$g_f = 1{,}7 \frac{F_s \cdot a^{1/2}}{L \cdot \tau_r}, \ \text{[mm]}, \qquad (3)$$

iar în cel al conturului de forfecat cu formă circulară :

$$g_f = 0{,}54 \frac{F_s \cdot a^{1/2}}{d_p \cdot \tau_r} \ \text{[mm]}, \qquad (4)$$

în care d_p este diametrul suprafeței prelucrate, în mm.

În baza relației (4) s-a reprezentat grafic dependența teoretică dintre presiunea statică p și grosimea g_f a stratului de material forfecat (fig. 4, linie continuă groasă). Pe aceeași diagramă s-au marcat și valorile obținute experimental : valorile grosimii g_f (forfecare completă) prin cerculețe ; valorile grosimii g_f (forfecare incompletă) prin cerculețe semiînegrite ; valorile grosimii g_a prin cerculețe înegrite. Aceste valori au rezultat la prelucrarea obiectului prelucrării instalat pe o bandă elastică (din cauciuc). Instalarea obiectului prelucrării direct pe masa mașinii, sau pe un suport dintr-un material prelucrabil dimensional ultrasonor, s-a dovedit dăunătoare calității suprafeței prelucrate la străpungerea acestui obiect de către sculă, cu atît mai mult cu cît mai mari sînt abaterile de la planitate ale suprafeței de așezare a obiectului prelucrării sau a mesei (suportului).

Pentru diminuarea sau chiar evitarea deteriorării suprafeței prelucrate la străpungerea obiectului prelucrării de către sculă se propune prelucrarea cu presiunea statică $p_1 = p_c$ doar pînă la valoarea l_a (fig. 3) a lungimii de prelucrare și continuarea prelucrării cu o presiune $p_2 < p_c$. In condițiile arătate :

$$g_a + g_f + (0{,}1) \ldots 0{,}2 \ \text{mm}). \qquad (5)$$

Determinarea analitică a valorii p_2 a presiunii statice din condiția ca la străpungerea obiectului prelucrării de către sculă deteriorarea suprafeței prelucrate să fie exclusă total, adică din condiția $g_f = 0$, practic nu are sens. Intr-adevăr, conform relației (3) $g_f = 0$ înseamnă $F_d = 0$, condiție în care prelucrarea nu mai este posibilă.

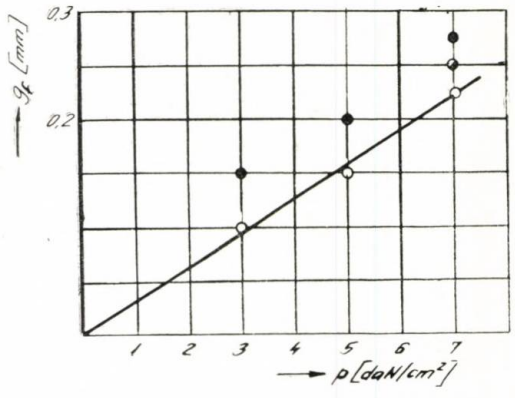


Fig. 4. Dependința grosimii g_f a stratului de material forfecat de presiunea statică p.

Valoarea p_2 a presiunii statice poate fi determinată, cu condiția admiterii unei valori $g_{f\,min}$ care practic nu deranjează, în baza dependenței stabilite între presiunea statică și grosimea g_f (fig. 4).

Concluzii :

— au fost aduse, în urma cercetării experimentale, contribuții noi privind influența presiunii statice asupra timpului de bază ;

— s-a observat că în cazul executării alezajelor pătrunse la valoarea presiunii statice corespunzătoare timpului de bază minim, străpungerea obiectului prelucrării este precedată de forfecarea unui strat de material neerodat, forfecare care deteriorează suprafața prelucrată ;

— a fost determinată analitic și confimată experimental dependența dintre grosimea stratului forfecat (neerodat) și presiunea statică. S-au stabilit condițiile pentru diminuarea și chiar eliminarea forfecării.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Rozenberg L. D.* : Fiziceskie osnovî ulitrazvukovoi tehnologii. Izd. „Nauka", Moskova, 1970.

CZ : 621.9.015

Profilarea suprafețelor plane în spațiu

Ing. Dumitru **BOLȚ**, ing. Nicolae **NICA**, ing. Iuliana **HADÎRCĂ**, ing. C. **STĂNCIULESCU**

Expunerea se referă la un procedeu și un dispozitiv pentru formarea suprafețelor profilate curbe și riglate în spațiu de mari dimensiuni, prin presare, prin profilare după puncte în spațiu, riguros calculate. Soluțiile uzual cunoscute se referă la profilarea unor piese de diferite secțiuni cu ajutorul a două blocuri — superior și inferior —în care este plasată matrița adaptată calibrări repereului respectiv (fig. 1). Procedeul comportă :

— executarea modelelor și cutiilor de miez ;
— turnarea ;
— executarea unui model metalic pentru mașina de frezat prin copiere, în cazul matrițelor de precizie ;
— prelucrarea prin așchiere pe aceste mașini ;
— execuția de matrițe pentru fiecare piesă, ceea ce înseamnă tehnologie dificilă, scumpă și de durată mare.

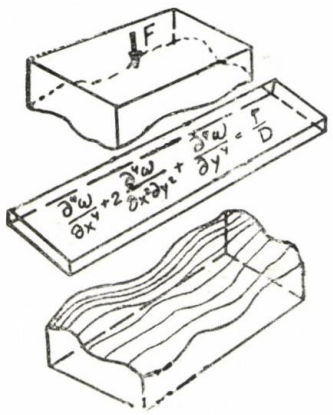


Fig. 1

Tehnologia de execuție crește odată cu complexitatea piesei. Prin noul procedeu se elimină execuția prin turnare și pe mașini de frezat prin copiere, se reduce numărul de matrițe în cazul pieselor complicate, figura 2 (de la 22 la 7) obținîndu-se piese de calitate ridicată.

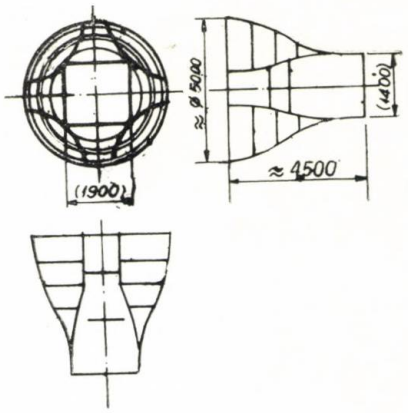


Fig. 2

Menționăm că procedeul se referă la profilarea plăcilor plane de grosimi ; $10<g<50$ mm. Considerăm un bloc de matriță ca în figura 3.

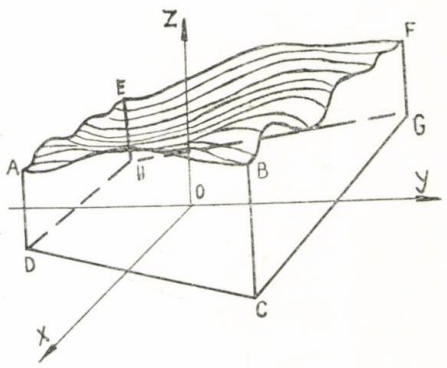


Fig. 3

Profilul BC continuu, poate fi realizat prin materializarea unor puncte aparținînd curbei. Poziția lor poate fi calculată față de un sistem de coordonate fig. (4).

Se obsearvă posibilitatea de înlocuire a blocului cu table laminate avînd grosimi în funcție de lungimea AD și de precizia cerută piesei.

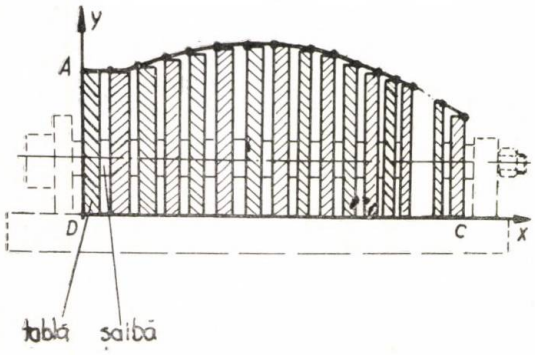


Fig. 4

Profilul BE se realizează astfel ;

— se trasează cît mai multe puncte ale curbei pe suprafața tablei. Poziția lor a fost calculată față de sistemul XOZ ;

— se punctează ;

— se prelucrează prin frezare pe mașini de frezat universale (fig. 5) ;

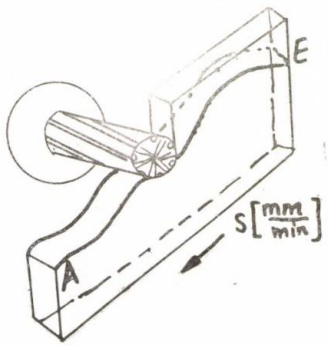


Fig. 5

— se execută găuri de prindere.

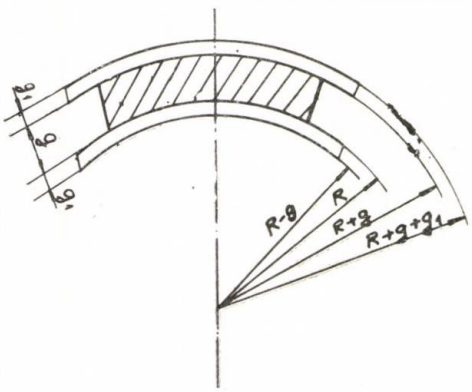


Fig. 6

Tablele astfel frezate se fixează cu ajutorul unor tiranți într-un dispozitiv de fixare format din placă de bază, coloane de ghidare și placă superioară (fig. 4 și fig. 7). Pentru a se evita imprimarea muchiilor plăcilor pe suprafețe, piesele se protejează cu două adaose tehnologice avînd grosimea g_1 în funcție de gabaritul și calitatea cerută acestora.

La calculul pozițiilor punctelor, se ține seama de grosimea piesei și a adaoselor tehnologice, figura 6.

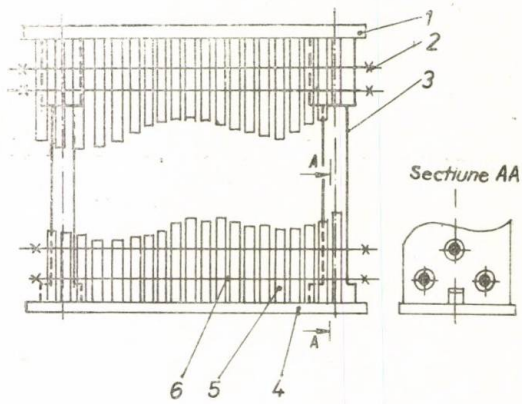


Fig. 7

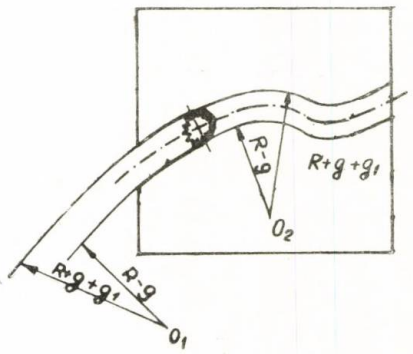


Fig. 8

Avantajele noului procedeu :

— se pot obține piese în oglindă (simetrice față de o axă oarecare) prin simpla rotire a tablelor profilate în jurul axei OO' a canalului de pană după care s-a făcut orientarea acestora, figura 7 ;

— pentru construirea altor matrițe se poate reprofila matrița ori de cîte ori este nevoie ;

— placa matriței și personalului se poate realiza dintr-o singură prindere pe mașina de frezat verticală, figura 8 ;

— răcirea pieselor după deformare este rapidă, blocînd utilajul mai puțin decît la procedeul elastic.

TÎRGURI ȘI EXPOZIȚII

TÎRGUL INTERNAȚIONAL BUCUREȘTI
— o competiție a noutăților tehnice românești

Între 5 — 14 octombrie 1978 s-a desfășurat cea de-a V-a ediție a Tîrgului Internațional București, cea mai importantă manifestare cu caracter economic și comercial, organizată de țara noastră sub deviza : „Comerț, cooperare, dezvoltare", în spiritul principiului diviziunii internaționale a muncii, al participării României la schimbul mondial de bunuri materiale și spirituale.

Manifestare internațională de prestigiu, cu frecvență bienală, Tîrgul Internațional București s-a bucurat — încă de la înființarea sa — de interesul partenerilor din străinătate, fapt reflectat an de an de larga participare a expozanților, specialiștilor și vizitatorilor de pe toate meridianele.

Astfel, în acest an, pe o suprafață totală de 73.000 m^2, au fost prezentate realizările de înaltă tehnicitate, multe din ele în premieră mondială, ale peste 150 de centrale industriale, institute de cercetare și proiectare și unități producătoare din România și peste 800 de firme din 24 de țări din Europa, Asia și America. Au participat cu pavilioane oficiale 19 țări: Anglia, Austria, Bangladesh, Belgia, Bulgaria, Cehoslovacia, Danemarca, Elveția, R. D. Germană, R. F. Germania, Israel, Italia, Iugoslavia, Japonia, Polonia, Spania, S.U.A., Ungaria și Uniunea Sovietică. De asemenea, au mai expus — individual — numeroase firme din Austria, Belgia, Elveția, Franța, R. F. Germania, Grecia, Italia, Japonia, Lichtenstein, Olanda și Suedia.

Ca și primele patru ediții, TIB '78 a fost profilat pe prezentarea produselor industriei constructoare de mașini — ramură pivot a economiei naționale — care deține primul loc în structura producției și a exporturilor.

Dezvoltarea economică și socială a țării noastre din ultimul deceniu a fost marcată de progresele însemnate ale construcției de mașini. Astfel, în primii doi ani ai cincinalului, producția sa a sporit cu peste un sfert, iar ponderea produselor noi a fost de circa 30 % urmînd ca pînă la sfîrșitul anului în curs să fie asimilate peste 2000 de produse noi și modernizate. În 1980, numai în domeniul automatizărilor industriale, produsele noi vor reprezenta 80 % din valoarea producției, iar la unele grupe de produse din acest domeniu — înnoirea producției va atinge aproape 95 % — cifre care reflectă semnificativ rolul major al cercetării științifice și dezvoltării tehnologice, stadiul actual de integrare a revoluției tehnico-științifice în ramura construcției de mașini.

În acest context, pe o suprafață de 1000 m^2 — în două pavilioane — și 18.000 m^2 — platforme descoperite — construcția de mașini din România a prezentat o gamă variată de produse cu performanțe tehnice remarcabile, a căror competitivitate a fost subliniată, în repetate rînduri, de partenerii de afaceri prezenți la TIB '78.

Trebuie să subliniem, că ofertele tuturor întreprinderilor de comerț exterior din ramura noastră au fost caracterizate de prezența masivă a produselor noi.

Astfel, peste 70 % din oferta firmei „Mașinexport-import" din București, care grupează produsele unităților productive și de cercetare proiectare din cadrul C.I.M.U.M.F.S., o constituie produsele noi.

De un deosebit interes s-au bucurat — printre altele — mașina de alezat și frezat cu pinolă, AFP — 180 A, mașina orizontală de alezat și frezat, AFL — 150 A, strungul carusel SC — 43 H și mașina de rectificat interior RI — 500 (rod al cooperării cu firma vest-germană „Wotan") — toate realizări de ultimă oră ale I.M.U.A. — București.

I.C.P.M.U.A. — București a expus la TIB '78 o gamă de mașini moderne, recent introduse în fabricația curentă, printre care strungul SP — 500 CO/I prevăzut cu mîini metalice, freza cu cap revolver FR — 500 NCC și mașina de rectificat prin pătrundere REP — 350.

În domeniul strungurilor orizontale au reținut atenția cele aproape 20 de modele selecționate din programele de fabricație ale întreprinderilor specializate din Arad și Tîrgoviște. De exemplu, din familia strungurilor SNA, uzina de strunguri din Arad a prezentat modelul SNA — 500 (cu aceeași dotare ca și a reputatului tip SNB — 400), strungurile DRT, strungurile SP — 630 NC cu echipament NUMEROM 331 și cu discul port-sculă combinare de prindere a sculelor atît în alezaj cît și în locașuri frezate, strungul SCO — 400 OCF și strungul frontal SF — 280.

Întreprinderea „SARO" din Tîrgoviște a expus modelele SARO — 16 B, 25 B, 42 B și 60 B, toate din familia strungurilor automate monoax, strungul paralel SP 1250 x 6000 și strungurile SNB de 710 și 1000 mm.

Întreprinderile de mașini-unelte din Bacău și Iași au prezentat noutăți din domeniul mașinilor de alezat și frezat și al celor de găurit cu antraxe reglabile. De asemenea, întreprinderile specializate din Oradea, Suceava, Roman, Blaj, Cugir, Plopeni, Cluj-Napoca și Botoșani au participat la tîrg cu ultimele lor realizări, caracterizate prin soluții constructive noi, care le conferă indici sporiți de productivitate, precizie, manevrabilitate și posibilități complexe de comandă în regim automat, semiautomat și manual.

Foarte apreciate au fost și produsele de dată recentă ale mecanicii fine (comparatoare, traductoare, ortoteste, tensiometre, aparate electronice pentru rectificări și control), ca și realizările moderne ale întreprinderii „Balanța" din Sibiu.

Întreprinderile „AUTOEXPORT" din Brașov și „AUTODACIA" din Pitești au susținut, la TIB '78, oferta românească de autovehicule, caracterizată prin prezența — în număr mare — a „produselor de vîrf", cu parametri tehnici superiori : consumuri reduse de carburanți și lubrifianți, siguranță în exploatare, întreținere ușoară.

Standul firmei argeşene a cuprins autoturismele „tot teren" ARO, autoutilitarele TV cu simplă şi dublă tracţiune, autoturismele de oraş „DACIA — 1300", autobuze urbane şi interurbane.

AUTOEXPORTIMPORT a prezentat gama de autocamioane de 3, 5, 8, 10, 12, 17 şi 19 tone, cu două, patru sau şase roţi motoare, autotractoare de 2, 5 şi 21 tone, autobasculante de tonaje diferite (printre care şi „premiera" — autobasculante de 50 tone), autocisterne pentru lichide alimentare şi petroliere, autofrigorifice cu capacităţi diferite, ateliere mecanice mobile, autobetoniere, autobuze, autocamioane, autotrenuri pentru mărfuri generale, remorci agricole basculante cu sarcini utile de 4 — 4,5 tone, semiremorci cu sarcini utile de 10 — 17 tone, CKD şi SKD-uri, linii de montaj pentru autocamioane.

Succesele constructorilor români de autovehicule — deseori răsplătite cu importante distincţii internaţionale — sînt exprimate şi de cifrele de export în continuă creştere (peste 80 de ţări, linii de montaj autoturisme ARO folosite de cinci parteneri străini).

Întreprinderea „MECANOEXPORTIMPORT", care asigură exportul produselor realizate de unităţile productive şi de cercetare-proiectare ale C.I.U.E.M.M.R., a prezentat la TIB '78 unele din cele mai noi realizări româneşti din acest domeniu, înscrise recent în nomenclatorul său.

Astfel, în domeniul materialului rulant, au fost prezentate diverse tipuri de boghiuri — unele din ele executate la I.O.B. — Balş, după normele internaţionale UIC, ori după fişele beneficiarilor externi, vagoane (mărfuri, cisterne, de călători sau de bagaje) fabricate de uzinele specializate din Arad, Drobeta-Turnu Severin şi Caracal, solicitate de beneficiari din U.R.S.S., R. D. Germană, Filipine şi alte ţări. Marea întreprindere „23 August" din Bucureşti a expus la tîrg locomotiva diesel hidraulică de 2400 CP, cea mai puternică, de acest fel, construită pînă în prezent în România ; acest produs de prestigiu a şi fost livrat în R. D. Germană.

Întreprinderea „Progresul" din Brăila a prezentat utilaje de construcţie cu caracteristici de vîrf, dintre care se remarcă noul excavator pe şenile S 3601 şi cel pe pneuri P 801.

S-au impus, de asemenea, la TIB '78, produsele fabricii „Nicolina" din Iaşi : macaraua mobilă pe pneuri Hz 12,5, autoscreperul AS — 11 — 14, autogrederul AG — 180 şi încărcătorul DD — 45.

Deosebit de apreciată a fost şi gama variată de electrocare, motostivuitoare şi electrostivuitoare cu contragreutăţi sau cu furci frontale, încărcătoarele de tot felul etc.

Unul din principalii expozanţi români la TIB' 78 a fost întreprinderea „INDUSTRIALEXPORT" din Bucureşti, firmă de prestigiu în întreaga lume care de peste 10 ani ocupă locul secund în ierarhia mondială a exporturilor de utilaj petrolier. Reputata firmă bucureşteană este, totodată, cunoscută şi ca un competent exportator de rafinării, uzine chimice şi petrochimice de mare capacitate, precum şi de instalaţii şi utilaje moderne necesare industriei miniere.

La tîrg, exportatorul român a prezentat două realizări de dată recentă. Este vorba de instalaţiile petroliere F-2003 2 DH 7 (variantă a cunoscutei F-200, distinsă în multe rînduri cu medalii de aur şi diplome) şi F-50, destinată forajului sondelor de ţiţei şi gaze pînă la adîncimi de 1000 m. Deşi diferite sub aspectul performanţelor, ambele se disting prin cîteva caracteristici de bază, comune : viteză mare de pătrundere în scoarţa terestră, construcţie robustă, consum minim de energie şi posibilitatea ridicării rapide (cîteva zeci de secunde) a turlelor.

Dintre echipamentele şi sculele auxiliare ale operaţiilor de foraj, s-au bucurat de interes sapele de foraj, fabricate în peste 150 de tipodimensiuni şi prevenitoarele de erupţii, ofertate în numeroase variante, cea mai mare — aptă să reziste la presiuni de 1050 atm/cm^2.

Nomenclatorul de export al întreprinderii „INDUSTRIALEXPORT" mai cuprinde şi instalaţii ultramoderne de foraj marin, instalaţii de forat puţuri de apă, agregate de cimentare, de intervenţii la sonde, instalaţii de forat în cariere etc., iar în domeniul utilajelor chimice-coturi de întoarcere pentru cuptoarele de rafinărie, virole şi capace placate cu inox, ventilatoare cu palete reglabile, pompe pentru industria chimică, armături din grafal şi inox — toate acestea produse cu parametri de vîrf.

Oferta firmei „UZINEXPORTIMPORT" specializată de mulţi ani în livrarea unei game variate şi diverse de utilaje, instalaţii şi, mai ales, de fabrici, uzine şi combinate industriale complete— a fost ilustrată la TIB '78 prin numeroase machete de obiective industriale.

UZINEXPORTIMPORT" este unul din cei mai apreciaţi furnizori pe piaţa externă, în domeniul centralelor termo-electrice, al centralelor termice şi de termoficare, al centralelor hidroelectrice, al centralelor diesel — electrice şi al echipamentelor hidromecanice, datorită — amplei experienţe acumulate pe plan intern de către constructorii de maşini români, de la cîteva întreprinderi specializate — de largă notorietate — cum ar fi ICM - Reşiţa, IMG - Bucureşti, „Vulcan" — Bucureşti şi altele. Astfel, au fost livrate diverse tipuri de turboagregate beneficiarilor din multe ţări europene, africane şi asiatice (Turcia, R.P. Chineză, Siria, Egipt, India şi — în prezent — Filipine, pentru termocentrala de la Cebu), precum şi numeroase cazane de abur în R.D. Germană, Egipt, Siria, R.P. Chineză şi alte ţări.

O activitate remarcabilă se desfăşoară pe linia realizării de obiective în cooperare cu parteneri străini, cum sînt marile complexe hidroenergetice şi de navigaţie de la Porţile de Fier, construite sau în curs de construire în cooperare cu specialiştii iugoslavi.

Foarte apreciată de beneficiari este şi activitatea din domeniul construcţiei liniilor de fabricare a cimentului, precum şi al construcţiei unor moderne silozuri de cereale de mari capacităţi, fabrici de panificaţie, linii de preparare a cărnii, laptelui şi fructelor, fabrici de gheaţă, instalaţii de morărit, depozite frigorifice şi altele.

De aceleaşi aprecieri se bucură şi obiectivele construite (în R.D. Germană, R.P.D. Coreeană ş.a.) în domeniul instalaţiilor metalurgice şi siderurgice, colaborarea — în acest domeniu — cu firme reputate din U.R.S.S. şi R.F. Germania, derularea contractelor care prevăd construcţia unei fabrici de maşini-unelte în Peru şi a uneia de televizoare în R.P.D. Coreeană, etc.

UZINEXPORTIMPORT a obţinut succese deosebite în exportul de nave. Oferta sa cuprinde o gamă variată de tipuri de nave comerciale şi tehnice, fluviale şi maritime, printre care petrolierul de 150 000 tdw — cea mai recentă realizare românească în construcţiile navale. Dintre beneficiarii săi amintim Norvegia, India, U.R.S.S., R.P. Chineză, Egipt şi Grecia.

La această ediţie a Tîrgului Internaţional, întreprinderea UNIVERSAL TRACTOR a prezentat, pe o platformă exterioară, una din cele mai bogate şi variate

oferte de tractoare, mașini agricole și remorci destinate — în special — agriculturii. Partenerii de afaceri, specialiștii și vizitatorii străini și-au putut face o imagine exactă despre posibilitățile de care dispun întreprinderile românești specializate din Brașov, Craiova, Miercurea Ciuc, Codlea și Timișoara, care fabrică — în mod curent — 39 de tipuri de tractoare în peste 400 de variante, pe roți și pe șenile, cu puteri cuprinse între 35 și 360 CP, precum și nenumărate tipuri diferențiate de mașini agricole care acoperă, practic, toată gama lucrărilor pe care le presupune o agricultură modernă.

Din oferta de tractoare se detașează, printre altele, UNIVERSAL-ele de 35 CP, deosebit de apreciate de fermierii nord-americani, cele de 45 CP pe pneuri și șenile, cu utilizări multiple în agricultură, viticultură, pomicultură și legumicultură, precum și cele de 55 CP, 65 CP, 80 CP, 180 CP și 36 CP. Tractorul articulat de 180 CP a fost prezentat atît în varianta agricolă (A-1800 A), cît și în cea cu utilizări industriale, echipat cu lamă și scarificator (S-1800 LS), sau prevăzut cu încărcător frontal (S-1800 IF).

O realizare deosebită este și tractorul industrial pe șenile de 360 CP, care se remarcă prin productivitatea mare, construcție robustă, consumuri reduse de combustibil și lubrefianți, manevrabilitate și întreținere — ușoare.

Pentru varietatea și calitatea ofertei sale, apreciată în peste 85 de țări, firma UNIVERSAL TRACTOR ocupă de mulți ani o poziție fruntașă în ierarhia mondială a exportului de tractoare, așa cum atestă cele două trofee internaționale care i-au fost atribuite în ultima vreme pentru merite deosebite în dezvoltarea cooperării internaționale : medalia „Gold Mercury International Award" (Iran) și „Trofeul internațional al exportului" (conferit, recent, de Editorial Office din Madrid). De asemenea, tractoarele românești au obținut numeroase medalii de aur și diplome la diferite manifestări tehnico-comerciale specializate, iar calitățile lor au fost recunoscute și certificate de multe institute de prestigiu mondial, ca CNEEMA-Antony (Franța), Kraftarht-Budesmat (R.F. Germania), Lincoln-Nebraska (S.U.A.), Institute de Machinisme Agricole (Atena) etc

Din cele peste 200 de tipuri diferențiate de mașini agricole de fabricație românească, UNIVERSAL TRACTOR a expus la TIB' 78 diverse tipuri de pluguri (pentru a căror proiectare s-au efectuat studii și în terenurile altor țări), semănători pneumatice originale, capabile să lucreze pe 4,6 și 8 rînduri, concomitent cu împrăștierea îngrășămintelor sau a ierbicidelor, semănători universale purtate, care lucrează pe 48 de rînduri, mașini pentru întreținerea culturilor, mașini de recoltat multiple culturi de cîmp, pe teren plan sau pe pantă, combine pentru recoltarea furajelor etc.

In încheiere, trebuie să subliniem că ampla participare a construcției de mașini la ultima ediție a Tîrgului Internațional, calitatea și diversitatea produselor prezentate, a constituit, pentru specialiștii străini prezenți în această toamnă la București, încă un prilej de a se convinge de ritmurile superioare de dezvoltare înregistrate de industria românească, de progresele remarcabile ale economiei naționale. De asemenea, majoritatea participanților au evidențiat rolul, din ce în ce mai important, al Tîrgului Internațional București în rîndul tîrgurilor specializate, datorită faptului că asigură un cadru propice promovării schimbului internațional de bunuri materiale și idei și constituie un model de cum trebuie organizată o competiție economică de acest gen.

PRODUSE DE PRESTIGIU ALE CONSTRUCȚIEI DE MAȘINI LA TIB '78

PESTE 1000 DE TIPURI DE RULMENȚI ÎN FABRICAȚIA DE SERIE

Cu cele peste o mie de tipodimensiuni de bază de rulmenți pe care le execută industria noastră continuă să figureze în rîndul celor mai importanți fabricanți europeni de rulmenți. Executați de patru dintre cele mai mari și mai moderne unități industriale — întreprinderea „Rulmentul" din Brașov, Intreprinderile de rulmenți I și II din Bîrlad și Intreprinderea de rulmenți din Alexandria — rulmenții de fabricație românească asigură nu numai necesarul intern, dar se și exportă în 62 de țări. Datorită faptului că aceste întreprinderi sînt dotate cu utilaje, instalații și aparatură moderne, varietatea tipodimensiunilor executate este deosebit de largă, corespunzînd din toate punctele de vedere exigențelor cerințe ale tehnicii actuale. În afara tipurilor de rulmenți standardizați utilizați în general, întreprinderile noastre fabrică și rulmenți în execuție specială utilizați în construcția de tractoare, autovehicule și autoturisme, rulmenți de foarte mare precizie, cu joc sub sau peste normal, cu colivie specială etc. De asemenea, sînt fabricați rulmenți cu utilizări în construcția vagoanelor de cale ferată pentru mărfuri și călători, locomotivelor, etc. La cerere, firma „Tehnoimportexport" livrează chiar și bile pentru toată gama de rulmenți radiali.

Pentru execuția acestor rulmenți se folosesc oțeluri de cea mai bună calitate, atît de proveniență autohtonă, cît și din import. Procedeele tehnologice întrebuințate se înscriu și ele printre cele mai moderne, contribuind astfel la obținerea unor produse finite cu caracteristici funcționale superioare apreciate pretutindeni. Exemple în acest sens sînt multiple, dar ne vom rezuma în a aminti „Premiul calității" cucerit la o expoziție internațională organizată în Spania, „Diploma de onoare" și „Medalia de aur" obținute în acest an la Tîrgul Internațional de la Zagreb.

De la an la an, rulmenții românești sînt solicitați de tot mai mulți clienți externi, de curînd înregistrîndu-se comenzi de import pe termen lung lansate de țări puternic industrializate. Contractele încheiate de „Tehnoimportexport" cu Statele Unite, de exemplu, prevăd livrări — pînă în anul 1985 — către firmele „Peer" și „Rollay" și pînă în 1986 — firmei „Marsuda", cele cu Canada — pînă în anul 1985, cele cu Japonia — pînă în 1980.

MAȘINI SPECIALE DE PRELUCRAT BILE PENTRU RULMENȚI

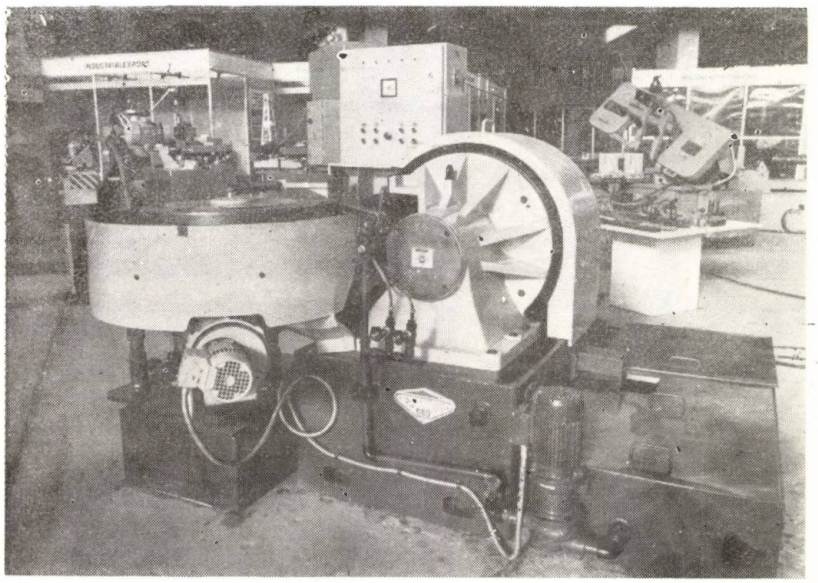
Pentru prelucrarea bilelor de rulmenți cu diametre relativ mici (12 mm) prin operațiile de pilire rectificare și lepuire, **Intreprinderea Mecanică Ploiești a prezentat la TIB '78 trei dintre noile tipuri de mașini destinate executării acestor operații : MPB-500 (pentru pilirea bilelor), MRB-660 (pentru operațiile de rectificare) și MLB-660 (pentru lepuirea bilelor).**

Aceste mașini sînt în așa fel concepute încît satisfac cele mai exigente cerințe ale producătorilor de bile. Ele se remarcă prin posibilitatea de deservire și de întreținere ușoară, productivitate ridicată, precum și prin realizarea la cei mai înalți indici de calitate a bilelor prelucrate.

Mașina de rectificat bile MRB-660 (vezi fotografia) este echipată, suplimentar, cu dispozitivul de diamantare a discului abraziv. Operația se realizează automat în timpul lucrului.

CARACTERISTICI TEHNICE

— diametrul bilelor pelucrate : 2 . . . 12 mm ;
— forța maximă de lucru : 80 kN ;
— presiunea în cilindrul hidraulic : 0 . . .42 bar ;
— discul roților : ∅ 660 x 80 mm ;
— discul fix : ∅ 660 x 65 mm ;
— turația discului roților : 63, 80, 100 ; 125 rot/min ;



Caracteristicile constructive de bază ale acestor mașini sînt : amplasarea în plan vertical a discurilor de lucru, batiu rigid turnat din fontă, sistem hidrostatic de realizare a forței de lucru, reglarea acesteia fără trepte și menținerea constantă în timpul lucrului a valorii reglate, ghidarea și lăgăruirea precisă a axului port-disc, alimentator circular orizontal cu o conducere ordonată a bilelor între discuri.

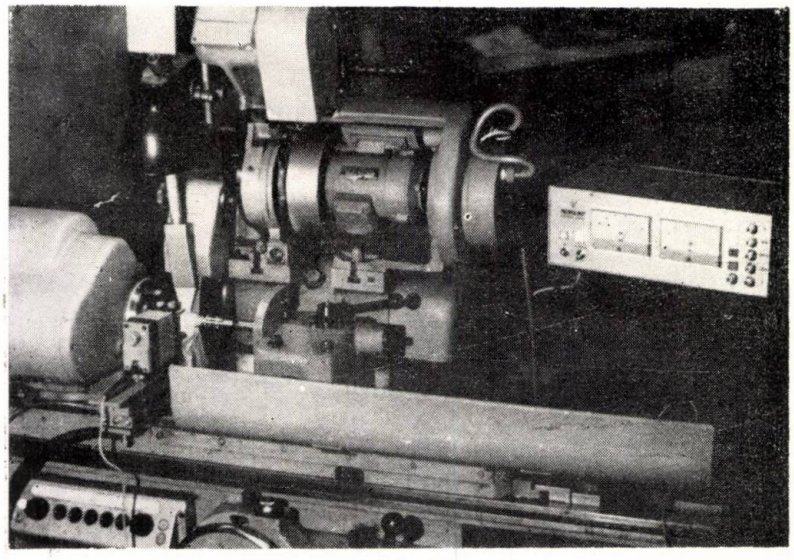
— cursa discului mobil : 90 mm ;
— capacitatea alimentatorului : 50 . . . 80 kg ;
— turația alimentatorului : 0,03 — 2,5 rot/min ;
— capacitatea rezervorului sistemului de răcire : 250 litri ;
— debitul pompei de răcire : 80 l/min ;
— dimensiuni : 2450 x 2100 x 1780 mm ;
— greutatea mașinii : 3800 kg ;
— precizia dimensională și a formei geometrice : 1 . . . 2μm ;
— rugozitatea bilelor : 0,2 . . . 0,4μm.

APARATURA ELECTRONICĂ DE CONTROL ACTIV

Intreprinderea de Mecanică Fină din București a prezentat, cu ocazia TIB '78, noul sistem de control activ MICROLIMIT — E, care automatizează procesele de lucru pe mașinile-unelte de rectificat, universale sau specializate. Prin măsurarea continuă (care se face chiar în timpul prelucrării) se comandă automat, în funcție de dimensiunile piesei și de ciclul de lucru prereglat, atît avansurile cît și retragerea discului de rectificare. De aceea, acest sistem poate fi folosit avantajos peste tot unde este necesară realizarea unei calități dimensionale uniforme, la o producție de serie. Utilizarea aparatelor de control activ din sistemul MICROLIMIT — E elimină frecventele întreruperi necesare efectuării măsurărilor și controlului, ca și reglările și intervențiile manuale din timpul lucrului pentru operații de rectificare (în special), strunjiri de precizie, rodaje sau alte operații de finisare. În acest fel, mîna de lucru economisită poate fi utilizată pentru deservirea altor mașini-unelte. Pe de altă parte, marea precizie a acestui sistem permite menținerea producției în limitele unor toleranțe restrînse. Instrumentele de afișare a măsurării informează obiectiv asupra dimensiunii piesei în fiecare fază de prelucrare.

Modificările de comportare ale mașinii-unelte, care în orice altă situație conduc inevitabil la erori, nu au nici o influență asupra calității produsului întrucît ciclul de prelucrare este comandat automat de însăși variația dimensiunii piesei.

Aparatele de control activ din sistemul MICROLIMIT — E corespund celor mai severe condiții de lucru, fiind protejate împotriva impurităților și lichidului de răcire, vibrațiilor etc. Elementele și părțile supuse uzurii sînt ușor accesibile, reglabile și interschimbabile.



CARACTERISTICI TEHNICE

— vizualizarea variației dimensiunii piesei în timpul prelucrării, liniar, în limitele unui interval de 400 μm ;
— intervalul de măsurare : degroșare : 0 . . . 400 μm (1 diviziune = 1 μm) ; — precizia pe durata unei zile de lucru : $<$ 1 μm ;
— liniaritate : mai bună de 0,5 % ;
— deservire (numărul semnelor de comandă) : standard . . . 4 (2 . . . 3 la cerere) ;
— caracteristicile semnalelor de comandă : 220 V/2,5 A max. ;
— stabilirea semnalelor de comandă : $\pm$ 1 μm/300 ore de lucru ;
— temporizare la inserarea comenzilor : 0 . . . 50s, reglabilă 0 . . . 5 min., reglabilă pentru procedee speciale de prelucrare ;
— timpul de răspuns la instalarea semnalului de comandă : max. 50 ms, indiferent de inerția instrumentelor indicatoare ; — palpatoare pentru măsurare : pentru prelucrările exterioare . . . carbură metalică (la cerere, diamant), pentru prelucrările interioare diamant ;
— alimentarea : 220 V $\pm$ 15%, 50—60 Hz ;
— puterea electrică maximă consumată : 40 VA ;
— temperatura de funcționare : 0 . . . 50°C.

De reținut, că oricare variantă constructivă standard din cadrul acestui sistem se livrează în maximum 3—4 luni de la primirea comenzii, iar variantele constructive specializate — în 6—10 luni.

MAȘINI ORIZONTALE DE ALEZAT ȘI FREZAT CU PINOLA AFP — 180 A

Recentă realizare a Intreprinderii de Mașini-Unelte și Agregate din București, acest modern tip de mașină servește la prelucrarea prin operații de alezare, frezare și găurire a diverselor piese turnate sau sudate cu gabarite și greutăți mari, la care unele suprafețe prelucrate sînt adînci și greu accesibile. Acționarea cu motoare de curent continuu a mișcării principale de avans permite obținerea unei game largi de viteze și de avansuri reglabile continuu, ceea ce determină avantaje în exploatarea economică a mașinii. Precizia de prelucrare este asigurată atît prin lărgirea arborelui de frezare pe rulmenți de precizie pretensionați și termostatați, cît și prin sistemele de ghidare și de compensare ale pinolei păpușii. Un echipament de afișare a cotelor, cu o putere de rezoluție de 0,01 mm, asigură citirea deplasărilor pe direcțiile X, Y, W Z. Ghidajele batiului, pinolei și ale păpușii placate cu oțel au duritatea de 45 HRC. Ghidajele saniei submontant și ale păpușii sînt placate cu bronz. Ghidajele orizontale ale saniei montantului sînt de alunecare, cu descărcare hidraulică, iar cele laterale — hidrostatice. Ghidarea păpușii pe montant este asigurată de ghidaje de alunecare, iar cea a pinolei se realizează prin combinarea ghidajelor de rostogolire (orizontale), cu ghidaje de alunecare (laterale).

Blocarea elementelor mobile se realizează automat (hidromecanic), mașina fiind prevăzută cu o instalație hidraulică centralizată.

Ungerea mecanismelor se face cu instalații de ungere continuă, centralizată (pe subansambluri), iar ungerea ghidajelor de alunecare se realizează cu ajutorul unor instalații de ungere intermitentă.

Fixarea sculelor în alezajul conic ale arborelui de alezare se face cu ajutorul unui dispozitiv automat de strîngere pe con ISO.

Pentru deplasarea transversală a montantului se utilizează un mecanism pinion-cremalieră, iar pentru celelalte deplasări se utilizează șuruburi cu bile.

Comenzile principale sînt concentrate pe un panou de comandă suspendat, mobil, și pe un panou de comandă fix.

CARACTERISTICI TEHNICE

— diametrul arborelui de alezare : ∅ 180 mm ;
— alezajul conic al arborelui de alezare ISO : 60 ;
— dimensiunile pinolei : 420 x 420 mm ;
— cursa longitudinală a pinolei (W) : 1200 mm ;
— cursa longitudinală a arborelui de alezare (în pinola culisantă (Z) : 700 mm ;
— cursa verticală a păpușii (Y) : 3800 mm ;
— cursa transversală a montantului (X) : 10500 mm ;
— gama turațiilor (continuu) : 1,6 — 630 rot/min ;
— puterea nominală a motorului principal : 60 kW ; — gama avansurilor de lucru (continuu) pe direcțiile X și Y : 0,8 — 2000 mm/min ;
— pe direcțiile Z și W : 0,08—1250 mm/min ;
— avansul rapid pe direcțiile X și Y : 5000 mm/min ;
— pe direcțiile Z și W : 3150 mm/min ;
— dimensiunile : lungimea : 16000 mm ; 4000 mm ; înălțimea : 8000 mm ; greutatea aproximativă : 130000 kg.

MAȘINA ORIZONTALĂ DE ALEZAT ȘI FREZAT AFL — 150 A

Acest tip de mașină, destinată prelucrării (prin frezare, alezare, găurire etc.) pieselor de tip carcasă, turnate din oțel, fontă sau din aliaje neferoase, dispune de game largi de viteze și de avansuri reglabile continuu, ceea ce conduce la o exploatare extrem de economică. Obținerea acestor game de viteze și avansuri a fost posibilă prin acționarea mașinii cu motoare de curent continuu.

Noul produs al Intreprinderii de Mașini-Unelte și Agregate din București este prevăzut cu echipament de afișare a cotelor de concepție și fabricație românească tip NUMEROM 303, cu o putere de rezoluție de 0,01 mm care asigură citirea deplasărilor pe direcțiile X și Y.

Ghidajele batiului și ghidajele superioare ale saniei pe batiu sînt placate cu oțel și au duritatea 45 HRC. Ghidajele inferioare ale saniei pe batiu și cele ale saniei submontant sînt placate cu bronz. Ghidajele laterale ale saniei pe batiu și cele ale saniei submontant sînt de rostogolire.

Blocarea elementelor mobile se realizează automat (hidromecanic), mașina AFL — 150 A fiind prevăzută, în acest scop, cu o instalație hidraulică centralizată.

Ungerea mecanismelor se realizează cu instalații centralizate de ungere continuă (pe subansambluri), iar ungerea ghidajelor de alunecare se face cu ajutorul unor instalații de ungere centralizată intermitentă.

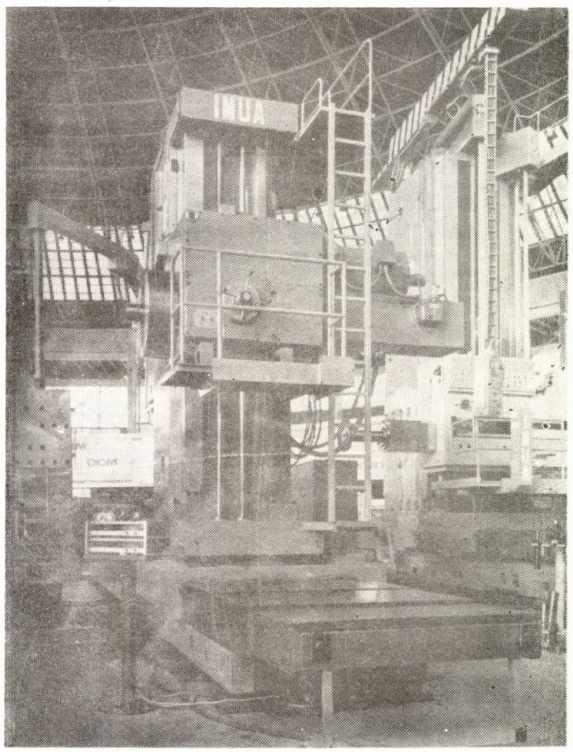
Fixarea sculelor în alezaj conic al arborelui de alezare se obține cu ajutorul unui dispozitiv automat de strîngere pe con ISO.

Pentru deplasarea transversală a montantului se utilizează un mecanism pinion-cremalieră, pentru cea longitudinală se folosește un șurub cu bile, iar pentru celelalte deplasări se întrebuințează șuruburi trapezoidale.

Pentru facilitarea lucrului, comenzile principale sînt concentrate pe un panou de comandă mobil.

CARACTERISTICI TEHNICE

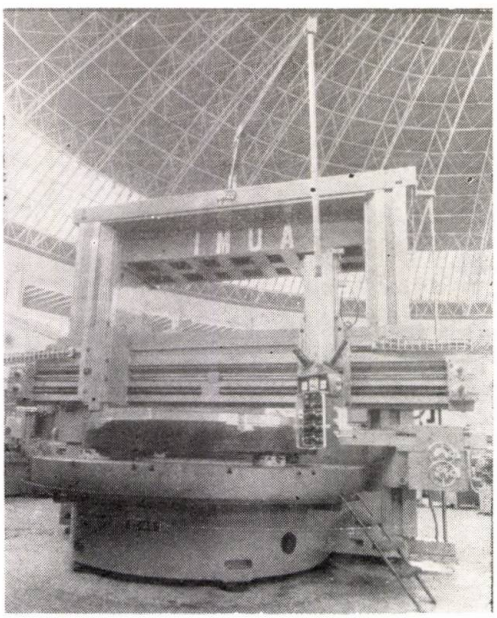
— diametrul arborelui de alezare : ∅ 150 mm ;
— alezajul conic al arborelui de alezare ISO : 50 ;
— cursa tranversală a montantului (X) : 3000 mm ;
— diametrul arborelui de alezare : ∅ 150 mm ;
— cursa verticală a păpușii (Y) : 1800 mm ;
— cursa axială a arborelui de alezare (Z) : 940 mm ;
— gama turațiilor (continuu) : 3,6 — 1000 rot/min ;
— puterea motorului principal : 22 kW ;
— gama avansurilor (continuu) pe direcțiile X, Y, W : 2—4000 mm/min ;



— pe direcția Z : 1—2000 mm/min ;
— avansul rapid pe direcțiile X, Y, W : 4000 mm/min ;
— pe diecția Z : 2000 mm/min ;
— puterea motorului de avans (două motoare identice) : 11 kW ;
— lungimea 6800 mm ;
— lățimea : 4550 mm ;
— înălțimea : 5400 mm ;
— greutatea apoximativă a mașinii : 35000 kg.

STRUNG CARUSEL SC — 43 H

Dintre nenumăratele tipuri de strunguri verticale cu diametre de prelucrare cuprinse între 1.400 mm și 10.000 mm, care au constituit oferta românească la TIB '78, **deosebit de apreciat a fost noul model SC — 43 H creație recentă a colectivului Întreprinderii de Mașini-Unelte și Agregate din București.** Această mașină-unealtă universală cu diametrul maxim de prelucrare de 4.300 mm poate executa o multitudine de operații, ca strunjiri cilindrice exterioare și interioare, strunjiri plane, strunjiri de canale inelare și conice, precum și alte operații similare. Strungul este construit în varianta cu batiu sistem cadru rigid cu doi montanți, traversă mobilă, suport vertical dreapta



cu cap revolver pentagonal, suport vertical stînga cu sanie în cruce și portsculă normală și suport lateral cu portsculă patrată.

Acționarea principală se realizează cu un motor electric de curent continuu de 55 kW prin intermediul unei cutii de viteze cu trei trepte de turații reglabile continuu și comutabile hidraulic.

Avansurile de lucru (0,05 — 5 mm/rot.) ale suporților verticali și ale celui lateral se obțin prin intermediul unor cutii de avansuri cu 16 trepte comutabile hidraulic. Cutii de avans primesc mișcarea de la acționarea principală.

Lăgăruirea arborelui principal este realizată cu doi rulmenți radiali axiali cu role conice, de precizie ridicată.

Instalația electrică a mașinii permite menținerea constantă a vitezei de așchiere la strunjirile plane atunci cînd diametrul variază, prin reglarea automată a rotației platoului chiar în timpul lucrului, rîdomeniul de reglaj al fiecăreia din cele trei trepte în parte.

Gamele largi de turații ale platoului și de avansuri ale suporților permit ca la prelucrarea pieselor să fie alese cele mai economice regimuri de așchiere.

Comenzile de lucru ale mașinii sînt centralizate pe un pupitru de comandă suspendat.

În dotarea acestui tip modern de strung carusel intră o serie de accesorii normale, el putînd fi echipat și cu accesorii speciale ca dispozitiv de copiat electromagnetic, dispozitiv de filetat și strunjit conic, portscule și bare de strunjit.

CARACTERISTICI TEHNICE

— diametrul maxim de prelucrare fie cu suportul vertical, fie cu cel lateral : 4.300 mm ;
— înălțimea maximă a piesei de prelucrat : 2.560 mm ;
— sarcina maximă pe platou : 18.000 daN.
— forța maximă de tăiere pentru diametrul de 200 mm este de 10.000 kgf ;
— puterea totală instalată a mașinii : 75 CP.
— greutatea totală, apoximativă, a mașinii : 65.000 kg ;

Platoul transversal :

— diametrul : 4000 mm ;
— deplasarea maximă a traversei : 2.300 mm ;
— viteza de deplasare rapidă : 400 mm/min ;
— puterea motorului de deplasare rapidă : 7,5 kW ;
— turația motorului : 1.000 rot/min.

Suporții verticali :

— deplasarea maximă a suportului vertical stînga : 2.400 mm ;
— deplasarea maximă a suportului vertical dreapta : 2.400 mm ;
— deplasarea maximă a saniei suportului vertical stînga : 1.200 mm ;
— deplasarea maximă a saniei suportului vertical dreapta : 760 mm ;
— unghiul maxim de înclinare al suporților verticali ; ± 35° ;
— diametrul minim de alezare cu sania verticală normală (suport stînga) : 280 mm ;
— diametrul lăcașurilor portsculă ale capului revolver : 80 H7 mm ;
— viteza de deplasare rapidă a suporților : 2.500 mm/min.

Suportul lateral :

— deplasarea maximă a suportului lateral : 2.450 mm ;
— deplasarea maximă a saniei suportului lateral : 1.000 mm ;
— viteza de deplasare rapidă a suportului lateral : 2.500 mm/min.
— secțiunea aproximativă a așchiei de fontă : 90 mm² ;
— secțiunea aproximativă a așchiei de oțel cu 70 kg/mm²: 45 mm² ; — secțiunea sculelor : 50x35 mm ;
— momentul maxim de torsiune : 10.000 kgm ;

STRUNG NORMAL SEMIGREU SP — 1250

Printre produsele noi prezentate la TIB '78 de întreprinderea tîrgoviștean ă SARO s-a aflat și acest strung normal semigreu cu diametrul maxim de prelucrare peste ghidaje de ∅ 1250 mm și cu puterea motorului electric al acționării principale de 22 kW.

Destinat atelierelor mecanice, acest modern strung poate fi utilizat, cu mare eficiență, la lucrările de unicate, cît și în cele de serie mică în cazul prelucrărilor în universal, în platou sau între vîrfuri. Piesele care se pot executa pe acest strung sînt cele cu greutăți și dimensiuni, relativ, mari, cum sînt, de pildă, rotorii de turbină, cilindrii de laminor, valțurile etc. Greutatea maximă a piesei prinsă între vîrfuri, cu sprijin, poate ajunge la 10000 kg, iar fără sprijin — pînă la 8000 kg. Cinematica și construcția acestui strung permit realizarea de strunjiri longitudinale și transversale cu avans manual sau mecanic, găurire cu avans manual sau mecanic cu fixarea sculei în port-cuțit, filetare, filete metrice, modul și cu pași în țoli.

Cuplarea și decuplarea arborelui principal se face prin intermediul cuplajului principal dublu (ambreiaj) de tip mecanic cu discuri de fricțiune comandat electro-hidraulic de pe cărurior.

Batiul, construcție chesonată cu nervurație în plan vertical și cu evacuarea șpanului în spatele mașinii, are trei ghidaje prismatice și două ghidaje plane, călite și rectificate.

Strungul SP — 1250 este prevăzut cu motor de avans rapid, pompă de răcire, dispozitiv de strunjit conic, platou cu patru bacuri, linetă mobilă și linetă fixă.

CARACTERISTICI TEHNICE

— diametrul de rotație peste batiu : 1250 mm ;
— diametrul de rotație peste sanie : 940 mm ;
— diametrul de trecere prin arborele principal : 82 mm ;
— diametrul axului principal la lagărul din față : 200 mm ;
— numărul treptelor de turații : 24 ; — domeniul turațiilor : 5—500 rot/min ;
— numărul avansurilor longitudinale : 36 ;
— domeniul avansurilor longitudinale : 0,067—3,05 mm/rot ;

Programul de fabricație al întreprinderii SARO prevede executarea acestui tip de strung în mai multe variante (cu distanța între vîrfuri de 3200 mm, 6000 mm, 9000 mm și 12000 mm), cu avans rapid, stînga, dreapta pe direcție longitudinală și înainte-înapoi pe direcție transversală

— numărul avansurilor transversale : 34 ;
— domeniul avansurilor transversale : 0,022—1,04 mm/rot ;
— puterea motorului electric principal : 22 kW, 50 Hz ;
— gabaritul : 2000 x 2060 x 6200/9200/2200/15200 mm ;
— greutatea pentru lungimea de 3200 mm : 15700 kg ;
— pentru 6000 : 19800 kg ;
— pentru 9000 mm : 23900 kg ;
— pentru 12000 mm : 28000 kg.

STRUNG DE COPIAT OSII DE CALE FERATĂ

Reprezentativ pentru mașinile-unelte cu destinație specială apreciate de specialiștii străini prezenți în toamna aceasta la București **este și acest tip de strung — SCo—400—OCF— asimilat recent în fabricație de către Intreprinderea de strunguri din Arad.** Noul strung cu destinație tehnologică precizată este prevăzut cu doi suporți de copiere, înclinați la 60° în sensuri diferite. El poate lucra în cicluri automatizate atît în regimuri de degroșare, cît și în regimuri de finisare, dar cu diferență de antrenare a piesei : de asemenea, în ciclu automat, cu ambii suporți simultan, cel mult cu două treceri succesive pe șablon și cu cinci treceri dreptunghiulare programabile pe mașină. Pentru ridicarea piesei și pentru aducerea ei între vîrfuri, strungul posedă două dispozitive cu acționare hidraulică.

Port-șablonul este prevăzut cu patru poziții și poate fi încărcat, simultan, cu patru șabloane.

Toate ciclurile automate sînt în regim secvențial cu program introdus prin matrice de fișe aferent fiecărui suport și limitatori longitudinali cu came reglabile.

In general pe această mașină-unealtă pot fi prelucrate prin copiere axe cu diametrul de la ∅ 80 mm pînă la ∅ 250 mm și cu lungimea maximă de 2500 mm.

CARACTERISTICI TEHNICE

— diametrul maxim de strunjire peste suporți : 400 mm ;
— distanța între vîrfuri : 2500 mm ;
— gaura de trecere prin axul principal : 105 mm ;
— conul interior la axul principal : Metric 120 ;
— greutatea piesei între vîrfuri : 1000 kgf.
— turațiile axului principal :
— domeniul I pentru eboșă (a) : 117, 132, 146, 164 rot/min ; (b) : (160), (180), (200), (224) rot/min ;
— domeniul II pentru finisare (a) : 200, 224, 250, 280 rot/min ; (b) : (315), (355), (400), (450) rot/min ;
— numărul total de turații : 8 ;
— rația turațiilor : 1,26 ;
— schimbarea domeniilor de turații se realizează prin roți de schimb, iar schimbarea turațiilor manual ;
— numărul avansurilor programabile : 4 ;
— numărul domeniilor de avansuri : 3 ;
— domeniul avansurilor longitudinale ale suporților de copiat : 49 — 252 mm/min ;
— avansul rapid pentru fiecare domeniu de avans de lucru : 2,18 — 3,60 — 4 m/min.

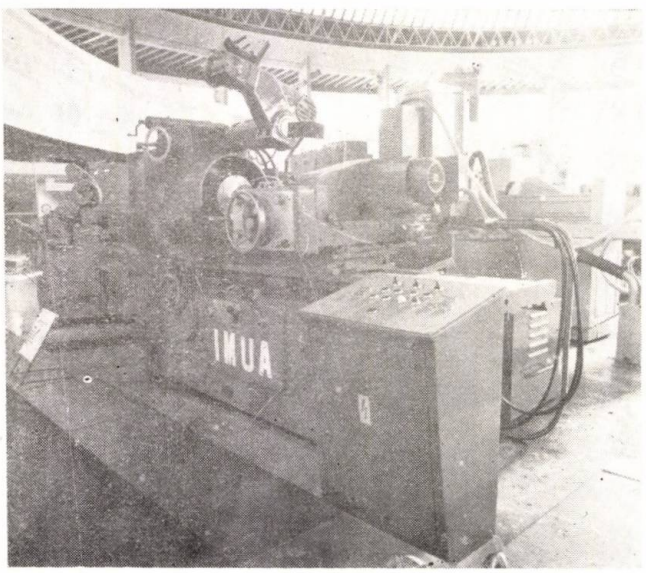
Păpușa mobilă :

— diametrul pinolei : 180 mm ;
— cursa pinolei păpușii mobile : 125 mm ;
— numărul trecerilor automate pe dispozitivul hidraulic de copiat : 5 ;
— numărul trecerilor pe șablon automat la dispozitivul automat de copiere : 2 ;
— viteza de așchiere la finisare : 170 — 200 m/min ;
— viteza de așchiere la degroșare : 80 — 120 m/min ;
— puterea motorului de acționare principală : 55 kW la 1500 rot/min ;
— puterea totală instalată pe mașină : 70 kW ;
— greutatea strungului fără accesorii și fără dulap electric : 11000 kg ;
— cu dulap electric, pupitru de comandă și cu accesorii : 13000 kg.

MAȘINA DE RECTIFICAT ROTUND INTERIOR

Mașina RI — 500, rod al cooperării industriei noastre constructoare de mașini cu firmele din R.F. Germania se impune printr-o mare precizie și o productivitate ridicată. Ea servește la o multitudine de operații de rectificare : cilindrică interioară și exterioară, conică-interioară și exterioară, frontală. Rectificările exterioare se execută cu ajutorul dispozitivului de rectificare frontală cu care este prevăzută mașina.

Acționarea mesei mașinii poate fi efectuată fie manual (cu ajutorul unei roți), fie hidraulic (cu aju-



torul unui cilindru hidraulic și al instalației hidraulice corespunzătoare). În cazul acționării hidraulice viteza de deplasare a mesei este cuprinsă în intervalul 0,6 m/mm și 8 m/min. Arborele principal montat în păpușa port-piesă este acționat prin intermediul unei cutii de viteze, antrenată cu un motor electric special prevăzut cu trei turații, care permit realizarea la capătul axului principal a 18 trepte de turații, care se încadrează în intervalul 20 — 400 rot/min.

Dispozitivul pentru deplasarea axului de rectificat interior permite deplasarea manuală și hidraulică, precizia unei diviziuni fiind de 0,005 mm.

Dispozitivul pentru rectificare frontală, constituit în principal dintr-un sistem de rotire și dintr-unul de deplasare a pietrei de rectificat, poate fi acționat hidraulic pentru rotiri de unghiuri mari, iar deplasarea longitudinală a pinolei purtătoare a pietrei de rectificare poate fi efectuată atît hidraulic, cît și manual. Acționarea hidraulică a dispozitivului de rectificat frontal se realizează cu ajutorul a două motare hidraulice rotative.

CARACTERISTICI TEHNICE

— diametrul interior maxim/minim de rectificare : 500 mm/20 mm ;
— diametrul exterior de rectificare fără apărătoare : 700 mm ;
— cu apărătoare : 450 mm ; — adîncimea de rectificare : 500 mm.

Piatra de rectificare are :

— diametrul exterior maxim : 170 mm ;
— lățimea maximă : 65 ;
— turația normală de lucru : maximum 2880 rot/min pentru piatra ∅ 170 ;
— viteza periferică : circa 30 m/sec.

Masa are :

— cursa maximă : 800 mm.

Păpușa de rectificat interior :

— deplasarea în față : 80 mm ;
— deplasarea în spate : 180 mm ;
— diametrul broșei de rectificare : 100 mm ;
— distanța între flanșa arborelui principal și piatra de rectificat : 1350 mm ;
— puterea totală instalată : 20,05 kW.

Dimensiunile :

— lungimea : 4720 mm ;
— lățimea : 4090 mm ;
— înălțimea : 2200 mm ;
— Greutatea netă : 7500 kg.

MAȘINI DE FREZAT ROȚI DINȚATE PRIN ROSTOGOLIRE

Pentru executarea frezărilor prin rostogolire a roților cilindrice cu dinți drepți și înclinați, a roților melcate și a roților cilindro-conice, precum și a altor profile care pot fi obținute prin metoda generării prin rulare, **Întreprinderea Mecanică Cugir pune la dispoziția industriei noastre și a exportului noi tipuri de mașini — FD—250, FD—400 și FD—800** — care se caracterizează, în principal, prin următoarele date :

Tipul mașinii	FD-250	FD-400	FD-800
Diametrul maxim de lucru, [mm]	250	400	800
Modelul maxim	6	8	10
Limitele turațiilor arborelui principal, [rot/min]	36-335	50-300	50-300
Puterea motorului principal, [kW]	5,5	7,5	7,5
Greutatea, [kg]	5400	6400	11000

De asemenea, aceste mașini se mai impun :

— printr-o rigiditate statică și dinamică mare, conferită atît de constucția batiului, a coloanelor și a mesei, cît și de îmbinările acestora ;

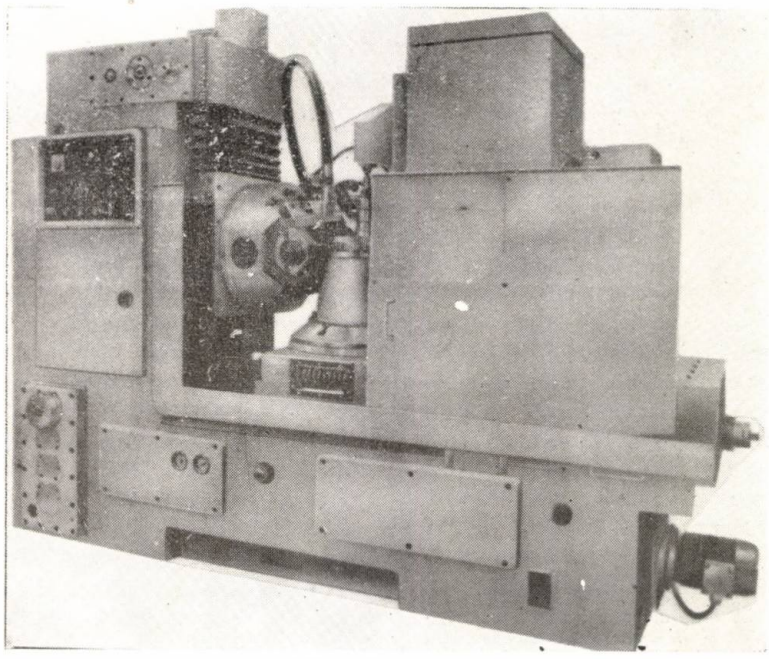
— prin lanțuri cinematice realizate în condiții de precizie, rezistență, rigiditate torsională superioară, asigurîndu-se, în acest fel, calitatea ireproșabilă a danturilor prelucrate, menținerea preciziei în timp și capacitatea ridicată de producție ;

— prin solicitarea rațională a elementelor de transmisie, ca urmare a utilizării de materiale de înaltă calitate, tratamente termice, calitatea superioară a a prelucrărilor și a montajului elementelor cinematice ;

— prin folosirea optimă a regimului de așchiere, datorită gamei largi de avansuri și turații, precum și a varietății ciclurilor de lucru automate ;

— prin utilizarea rațională a sculei pe toată lungimea activă pe care o oferă posibilitățile de deplasare „shifting" a sculei, manual sau automat ;

— prin deservirea ușoară a mașinilor, datorită amplasării raționale a elementelor de comandă, precum și linia lor arhitectonică modernă.



MAȘINA DE GĂURIT CU COMANDĂ NUMERICĂ

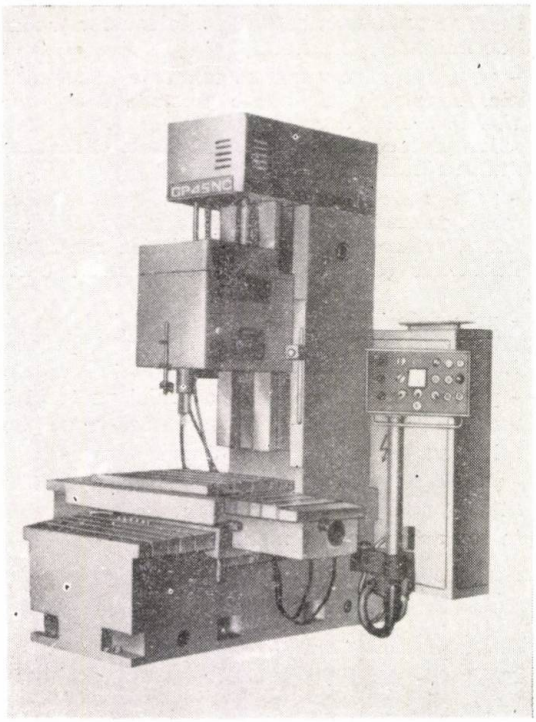
Noua mașină de găurit GP — 45 NC, realizare de dată recentă a întreprinderii „Înfrățirea" din Oradea, servește la prelucrările de precizie de tipul găuririi, alezării, filetării și frezării ușoare, atît în producția de unicate, cît și la serii mari. Masa acestei mașini are deplasări în cruce cu poziționarea de 0,01 mm, capul de găurit deplasîndu-se vertical pe ghidajele montantului.

Axul principal este acționat printr-o cutie de viteze cu roți baladoare, deplasabile hidraulic, asigurînd astfel gama de turații necesare tuturor genurilor de operații.

Acționarea avansurilor se face printr-un motor de curent continuu cu intrefier axial și reglaj prin variator cu tristoare de construcție românească. Selectarea direcției de avans se obține prin cuplaje electromagnetice cuplabile în mers. Această acționare asigură gama continuă de avans de poziționare și de lucru și avansurile rapide.

Pentru deplasarea precisă a organelor mobile se folosesc șuruburi cu bile, ghidaje aplicate călite și tanchete cu role. Toate organele mobile sînt prevăzute cu blocări hidraulice eficiente, iar păpușa (capul

de găurire) — cu echilibrare hidraulică. Strîngerea sculelor în axul mașinii se face printr-un mecanism hidraulic.



Comanda numerică a acestei mașini se execută în trei variante : comandă de poziționare pe două axe, cu introducerea manuală a datelor și afișaj numeric de cote ; comandă de poziționare pe două axe, cu introducerea pe bandă a datelor și afișaj de cote (la aceste variante deplasarea pe verticală este comandată prin butoane de la un pupitru cu comenzi centralizate și se poate urmări prin cititori optici) ; comandă de poziționare și de prelucrări liniare pe trei axe, traductoarelor de deplasare folosite sînt de tip liniar, pentru asigurarea măsurilor directe cu precizie și anume în variante cu rigle incrementale sau cu rigle „Inductosyn". Mașina GP — 45 NC se realizează și în varianta cu traductori rotativi tip revolver.

CARACTERISTICI TEHNICE

— capacitatea de găurire în oțel : 45 mm ;
— conul arborelui principal ISO : 40 ;
— dimensiunile mesei : 500 mm x 800 mm ;
— cursa transversală a mesei : 420 mm ;
— cursa longitudinală a mesei : 710 mm ;
— cursa verticală a capului de găurire : 465 mm ;
— cursa pinolei : 200 mm ;
— puterea motorului capului de găurire : 4 kW ;
— domeniul turațiilor arborelui principal : 56 — 2500 rot/min ;
— gama vitezelor de avans cu reglaj continuu : 4 — 4000 mm/min ;
— viteza de avans rapid : 4000 mm/min ;
— dimensiunile : 1990 mm x 2085 mm x 2770 mm ;
— greutatea mașinii : 5000 kg.

MAȘINĂ DE INJECTAT MASE PLASTICE

Intreprinderea Mecanică din Sibiu a introdus în fabricația de serie modernele mașini de injectat mase plastice, MI 400/130, prevăzute cu acționare electrohidraulică, destinate prelucrării pieselor din materiale termoplaste, termorigide și elastomeri. Ele pot fi echipate cu unități de injecție cu diametrul melcului de 40 mm — 45 mm și 50 mm, avînd volumul maxim de injectat de 188 cm^3 — 240 cm^3 și respectiv, 294 cm^3. Acest tip de mașină, prezentată pentru prima dată la TIB '78, poate funcționa în trei cicluri de lucru : manual, semiautomat și automat. Ciclurile semiautomate și automate pot fi realizate în două programe. La unul din programe matrița se deschide și se oprește la capătul de cursă, iar la celălalt program matrița nu rămîne la capătul de cursă, ci revine pînă la un limitator de cursă în vederea introducerii armăturii.

Pentru acoperirea unui domeniu cît mai mare al volumului de material injectat, mașinile MI 400/130 pot fi dotate cu patru unități de injecție (melc+cilindri+rezistori) pentru prelucrarea termoplastelor din care una pentru PVC, două unități de injecție (melc+cilindri) pentru prelucrarea materialelor termorigide și o unitate de injecție pentru prelucrarea elastomerilor.

AUTOTURISME „ARO" CU MOTOR DIESEL

Începînd din acest an cunoscutele și apreciatele autoturisme ARO sînt echipate de Intreprinderea Mecanică din Cîmpulung Mușcel și cu motoare diesel, de fabricație românească. Aceste motoare, tip D-127A, sînt cu 4 cilindri verticali în linie, cu ordinea de injecție 1—3—4—2, care dezvoltă 70 CP la turația de 3200 rot/min, cuplul motor maxim fiind de 19 kgm, alezajul X cursa 95 x 110 mm, cilindreea 3,12 litri, iar raportul de compresie 17 : 1.

Autoturismele au transmisia dublă, cutia de viteze cu patru trepte sincronizate pentru mersul înainte, mers înapoi și două trepte de demultiplicare. Diferențialul este de tip simetric. Suspensia față este independentă, cu arcuri spirale și cu amortizor hidraulic, telescopic, iar suspensia roților spate dependentă cu arc lamelar și cu amortizoare hidraulice telescopice.

Cabina este amenajată ergonomic, are scaune reglabile în lungime și înclinabile, instalația de bord

cuprinzînd șase aparate și șase lămpi de control, ștergătoare de parbriz automate cu două viteze și cu întoarecere automată în poziția zero etc. asigurînd conductorului condiții excelente de lucru.

Aceste vehicule, deosebite de solicitate și de piața externă, au garda la sol de 210 mm — 250 mm, ceea ce le permite să treacă peste gropi adînci de 600 mm, dîmburi de 300 mm, șanțuri cu lățimi pînă la 575 mm și prin straturi de noroi sau de nisip groase de 230 mm.

Stabilitatea transversală excepțională a autoturismelor ARO fac ca ele să poată ataca pante pînă la 35 °. De asemenea, pot tracta remorci de 1350 kg pe drumurile accidentate și remorchează pînă la 5000 kg pe șoselele cu pante de 15 % (priza electrică dispune pentru remorcă de șapte borne). Rezervorul de carburant are o capacitate de 95 litri, ceea ce le asigură autoturismelor o mare autonomie. Șasiul, foarte robust, cu longeroane și cu traverse în cheson, le conferă o rezistență deosebită în toate terenurile.

Caracteristicile	ARO 240	ARO 241	ARO 242	ARO 243	ARO 244	ARO 320
Uși laterale	2	4	2	2	4	2
Uși în spate	—	—	—	1	—	1
Obloane spate	1	1	—	—	2	2
Obloane laterale	—	—	—	—	—	2
Locuri	2—6	5	—	—	—	—
Prelată	x	x	1	2—6	5	—
Acoperiș metalic	—	—	2	x	x	—
Incărcătura utilă, kg	700	540	800	700	540	800-
Greutatea totală autorizată, [kg]	2250	2130	2400	2320	220	1250
Viteza maximă, [km/oră]	110	115	110	110	115	110
Viteză minimă, [km/oră]	4/25	4/25	4/25	4/25	4/25	4/25
Panta maximă, [grade]	35	35	35	35	35	35

AUTOTREN FRIGORIFIC PENTRU MARI DISTANȚE

Dintre realizările întreprinderii „Automecanica" din Mediaș expuse la TIB '78, prezentăm autotrenul frigorific 12 AF—3.

Cu acest vehicul — utilizat frecvent pe rutele internaționale — pot fi transportate produse agroalimentare perisabile atît în stare proaspătă, cît și în stare congelată. Dispozitivul de suspendare a cărnii este realizat din patru căi de rulare cu 300 cîrlige duble cu posibilități de bocare la plafon. Temperatura în interiorul semiremorcii poate fi aleasă — datorită agregatului frigorific NWD 30 „Thermoking" și a termoizolației din poliuretan injectat — între +12°C și —30°C, limite care se încadrează în prevederile acordului ATP încheiat la Geneva în 1970. Și pentru că este vorba de nivelul coeficientului global de transfer al căldurii se cuvine evidențiată performanța constructorilor din Mediaș care au reușit să reducă pentru majoritatea produselor sale valoarea coeficientului de 0,350 Kcal/m^2 h°C obligatorie pentru clasa de autovehicule frigorifice la 0,251 Kcal/m^{2}h°C (L), valoare determinată și în laboratoarele cunoscutei firme „Arsenal" din Viena. Acest coeficient scăzut de transfer a căldurii determină, printre altele, nu numai un consum mic de carburanți pentru instalația de producere a frigului, dar și o siguranță mare în exploatare prin menținerea condițiilor climatice din interiorul semiremorcii un timp îndelungat.

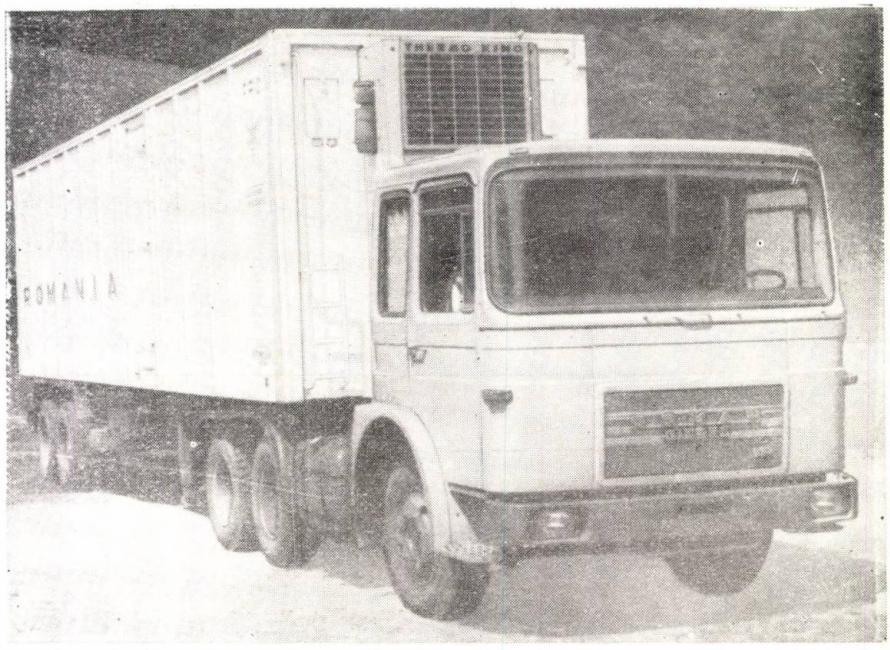
Suspensia semiremorcii, cu calități de electricitate superioară, asigură condiții optime pentru transportul produselor vegetale (căpșuni, smeură, piersici etc.) sensibile la șocurile mecanice.

CARACTERISTICI TEHNICE

— volumul util : 47 m^3 ;
— încărcătura maximă : 15000 kg, din care la plafon 15.000 kg. ;
— dimensiunile vehiculului : 14200 mm lungime, 11450 mm lungimea semiremorcii, 2500 mm lățimea, 3930 mm înălțimea ;
— coeficientul de transfer al căldurii caroseriei „K" : maximum 0,35 Kcal/m^2h°c.

Motorul diesel :

— tip HM 2156 cu 6 cilindri dezvoltă 215 CP la 2200 rot/min ;
— cuplul motor maxim : 76 kgm la 1400 rot/min ;
— ambreiajul : monodisc uscat cu comandă hidraulică ;



— ecartamentul față/spate : 1920/1850 mm ;
— greutatea proprie a autotrenului : 18140 kg, din care 7200 kg a autotractorului și 10940 kg a semiremorcii ;
— greutatea totală a autotrenului : 33140 kg din care 2594 kg semiremorca, 600 kg agregatul frigorific cu o putere de 4660 Kcal/oră ;
— cutia de viteze : mecanică tip AK 6—80 cu reductor G V-30 avînd 12 trepte de mers înainte și 2 trepte de mers înapoi ;
— suspensia : cu arcuri cu foi semieliptice ;
— instalația electrică : 24 V ;
— dimensiunea pneurilor : 10.00—20" cu 15 PR ;
— viteza maximă orară : 80 km.

AUTOBASCULANTA DE 50 TONE

Destinată lucrărilor de pe marile șantiere de construcții cît și exploatărilor miniere, **autobasculanta DAC 90—61 C, prezentată în premieră la TIB '78, se înscrie printre cele mai importante reușite ale constructorilor de autocamioane din Brașov.** Proiectată de specialiștii Institutului de Cercetări și Proiectări Autovehicule și Tractoare — ICPAT —, autobasculanta este echipată cu un motor diesel de 610 CP, tip MB 6 V 331 TC 41, în patru timpi, răcit cu apă, cu

șase cilindri în „V", cuplul dezvoltat (DIN) fiind de 215 DAMM/1600 rot/min. Cutia de viteze cu care este echipată autobasculanta este de tip Clark, cu patru

viteze de mers înainte și patru viteze de mers înapoi, cu convertizor de amplificare (coeficientul de amplificare 2,82) plasat pe motor. Rapoartele de transmitere sînt :

$$\frac{1}{4,21};\ \frac{2}{2,34};\ \frac{3}{1,34};\ \frac{4}{0,74};\ \frac{R_1}{4,21};$$

$$\frac{R_2}{2,34};\ \frac{R_3}{1,34};\ \frac{R_4}{0,74};$$

Construcția articulată, sistemele moderne de transmisie ușurează considerabil misiunea șoferului de a conduce acest vehicul care, singur, cîntărește 41 tone. În ceea ce privește sarcina utilă pe care o poate transporta, cu viteze de pînă la 46 km/oră, ea este de 50 tone. Descărcarea sarcinii se face la un unghi de 50°, în numai 11 sec.

Este interesant de evidențiat că utilizarea acestei basculante pe marile șantiere reduce prețul de transport de la 3,0 lei la 2,7 lei, pe tonă/km, iar întreprinderea constructoare realizează, la aceeași valoare vîndută, un consum de trei ori mai mic de metal în raport cu consumul necesar producerii basculantelor clasice, în cazul acesta, mici.

CARACTERISTICI TEHNICE

— ampatamentul : 4800 mm ;
— ecartamentul față/spate : 3300 mm ;
— garda la sol față : 590 mm ;
— lungimea totală : 9780 mm ;
— lățimea maximă : 4200 mm ;
— înălțimea maximă față cu bena jos : 4070 mm ;
— diametrul minim de întoarcere : 21800 mm ;
— capacitatea maximă de încărcare : 43,2 m^3 ;
— sarcina utilă : 50000 kg ;
— greutatea proprie : 41000 kg ;
— greutatea totală : 91000 kg ;
— viteza maximă : 46 km/oră ;
— pneurile 33,5 — 39,00 ;
— capacitatea rezervorului de combustibil : 700 litri ;
— instalația electrică : 24 V ;
— presiunea uleiului în instalația hidraulică de basculare : 200 mdaN/cm^2.

TRACTOR „UNIVERSAL" A—3600

Tractorul cu destinație industrială, fabricat la Brașov, **A—3600 este de altfel cel mai puternic tractor din toate cele 39 de tipuri pe care le execută industria noastră la ora actuală.** Tractorul este echipat cu un motor diesel supraalimentat, tip TD 232-V 12/MWM, în 4 timpi, care dezvoltă 384 CP (DIN) la 2100 rot/min, cuplul motor maxim 136 kgfm la 1400 rot/min, răcit cu apă, cu 12 cilindri dispuși în „V", la 60° ; alezajul × cursa 120 x 130 mm, cilindreea 17640 cm^3, raportul de compresie 16,5 : 1. Pornirea acestui motor se realizează cu un demaror electric de 6 CP. Transmisia, echipată cu o cutie de viteze cu schimbare sub sarcină și cu convertizor hidrodinamic de cuplu, corelează viteza de deplasare a tractorului cu rezistența de înaintare a acestuia, menținînd totodată momentul cuplului motor în limitele sale maxime.

Acest tractor industrial A—3600 se remarcă printr-o mare manevrabilitate, comenzi în întregime hidraulice și electrice, conducătorul avînd la dispoziție o cabină confortabilă și o organizare a postului de conducere și comandă-ergonomice. Cabina este de tip închis și montată prin patru tampoane amortizoare de cauciuc pe cadrul din față.

Tractorul A—3600 se pretează la lucrări pe distanțe lungi, și, în special, în terenurile compacte și plane, la lucrările grele de terasare și cu volum mare de lucru. Domeniile de lucru specifice în care poate fi exploatat cu maximum de randament sînt : lucrările de amenajări hidrotehnice, hidroameliorații, construcțiile de drumuri (efectuarea defrișărilor de terenuri), decopertări, săpături în terenuri tari, încărcări, împingeri de pămînt pentru nivelări, împingeri de blocuri, efectuări de taluzări etc. În acest scop tractorul poate fi dotat cu echipamente buldozer sau încărcător frontal.

Echipamentul încărcător frontal :

— cupa : 5 m^3 ;
— încărcătura utilă : 5,7 m^3 sau 9500 kg ;
— lățimea cupei : 3450 mm ;
— adîncimea economică de săpare : 320 mm ;
— înălțimea maximă de golire : 3315 mm.
— Instalația hidrostatică constă din două pompe, cu palete, cu aspirații și refulări separate, debitele 235 litri/min și 215 litri/min la 2200 rot/min. Presiunea maximă de lucru 163,5 kgf/cm^2. Distribuitorul principal are două secțiuni și este acționat hidraulic prin intermediul unui distribuitor de comandă cu o manetă (pentru comanda de ridicare-coborîre a cupei și pentru basculare).

Echipamentul buldozer :

— lama : 4400 mm lungime și înălțimea de 1320 mm ;
— înălțimea maximă de ridicare a cuțitului : 1720 mm ;
— forța maximă de împingere : 25490 kgf.
— Instalația hidrostatică dispune de o pompă cu palete cu debitul de 320 litri/min. la 2200 rot/min. Presiunea de lucru 133 kgf/cm^2. Distribuitorul are două manete de comandă, una pentru ridicare și coborîrea brațelor și pentru manevrarea înclinării transversale a lamei, iar cealaltă parte pentru comanda basculării lamei.

Greutatea, [kg]	A-3600 IF	A-3600 L
în stare de exploatare	31 000	31 000
— pe puntea din față	17 000	16 500
— pe puntea din spate	14 000	14 500

TRACTOR AGRICOL DE 180 CP

Acest tractor articulat, cu comandă hidraulică — a cărei fabricație și-a însușit-o în vara trecută Intreprinderea de tractoare și mașini agricole din Craiova — poate fi folosit la întregul complex de lucrări foarte grele pe care le solicită o agricultură modernă. În acest scop, el este echipat cu un motor diesel D—131

în 4 timpi, cu injecție directă, cu șase cilindri verticali în linie, răcit cu apă. Puterea pe care o dezvoltă motorul este de 180 CP (DIN), la turația de 2100 rot/min ; alezajul este de 121 mm, iar cursa de 150 mm ; cilindreea totală 10350 cm^3 și cuplul motor maxim 67 kgfm. Tractorul A—1800 A dispune de șase trepte de viteze cuprinse între 2,79 — 23,87 km/oră (lent) și între 3,52—30,12 km/oră (rapid). De asemenea, o treaptă de mers lent înapoi (2,96 km/oră) și de una de mers rapid (3,74 km/oră). Consumul mediu de combustibil este de circa 180 gr/CP, cifră care îl plasează pe un loc fruntaș între produsele similare din lume. Motorul este sigur în exploatare, foarte durabil și ușor de întreținut. Puterea de tracțiune realizată de tractor (7007 kgf) face posibilă executarea unor lucrări agricole — arături — cu pluguri cu sape pînă la zece brăzdare, la o viteză de 5,8 km, putînd executa 11,5 ha arături pe zi. De asemenea, poate folosi, la discuit, utilaje cu lățimea de 6,4 m, iar la însămînțări, semănători cu 48 de rînduri.

Cabina cu care este dotat acest tractor este rezistentă la răsturnare, de tip închis, cu vedere panoramică, cu instalație de încălzire și ventilare și cu instalație de climatizare. Scaunul din cabină, pe arcuri și cu amortizor hidraulic, este reglabil în funcție de greutate și talia tractoristului.

Pentru urmărirea aderenței la sol, ca și pentru creșterea forței de tracțiune, tractorul A—1800 A este înzestrat cu dublă tracțiune, care-i permite să execute cu succes o mare gamă de lucrări pe terenuri foarte grele, mlăștinoase sau nisipoase.

Nou tractor, care s-a bucurat de aprecieri și cu ocazia TIB '78, asigură o productivitate a muncii de peste trei ori mai mare față de aceea a tractorului UNIVERSAL de 65 CP.

Greutatea tractorului este de 9715 kg în stare de exploatare nelestat, din care 5440 kg pe puntea față și 4275 kg pe cea din spate. Rezervorul de combustibil are capacitatea de 575 litri, iar cel hidraulic de 95 litri.

SEMĂNĂTOARE PNIVERSALĂ PENTRU CEREALE PĂIOASE SUP — 48

Dintre nenumăratele tipuri de semănători oferite la TIB '78, semănătoarea universală pentru cereale reprezintă cel mai perfecționat model executat, pînă în prezent, de întreprinderea mecanică „Ceahlău" din Piatra Neamț. Astfel, **soluțiile promovate în realizarea ei sînt cu totul originale și — ca atare — brevetate atît în țară cît și în străinătate ;** productivitatea ei la însămînțat este de 40 ha/zi cu orice fel de semințe cerealiere, plante trifoliere și legume indiferent de norma agrotehnică ; reglajele și întreținerea, sînt simple, rapide și comode ; schimbarea poziției de la cea de lucru, la cea de transport și invers este o problemă de numai cîteva minute ; însămînțatul se poate executa pe o lățime de 6000 mm, pe 48 de rînduri, la

o adîncime maximă de 120 mm, atît pe terenurile plane, cît şi pe cele cu pantă pînă la 10° ; semănătoarea SUP—48 poate lucra purtată pe orice tip de tractor de categorie mijlocie, dotat cu priză de putere şi cu instalaţie hidraulică cu prindere în trei puncte ; acţionarea şi comenzile ei pot fi executate, în condiţii optime, de o singură persoană ; distribuirea mecanică (centralizată) şi transportul pneumatic al seminţelor conferă semănătorii SUP—48 cea mai înaltă precizie de însămînţare (95%).

CARACTERISTICI TEHNICE

— tipul maşinii — semipurtată în lucru şi purtată în transport ;
— dimensiuni de gabarit în lucru/transport: 1560/1560 mm
— lungime, 12400/4500 mm — lăţime, 1300/2600 mm — înălţime ;
— lăţimea de lucru : 6000 mm ;
— adîncimea maximă de lucru : 120 mm ;
— dispunerea celor 48 de brăzdare — pe două rînduri la o distanţă de 280 mm între brăzdarul din faţă şi cel din spate ;
— numărul teptelor de reglare a debitului : 72 ;
— capacitatea cutiei de seminţe : 500 dm^3.

COMBINA PENTRU PANTE CP—12 M

Concepută şi fabricată în cadrul întreprinderii bucureştene „Semănătoarea", **acest tip de maşină reprezintă una dintre cele mai moderne combine puse la dispoziţia agriculturii noastre în ultimii doi ani.** Ea derivă din apreciata combină de şes „Gloria" C—12

căreia îi păstrează toate caracteristicile de productivitate, robusteţe şi funcţionare. Pentru a-i permite funcţionarea pe pante specialiştii întreprinderii constructoare au adoptat un mecanism simplu şi deosebit de eficace. Astfel, poziţia orizontală a maşinii (organele de scuturare şi de curăţire) este asigurată automat de un dispozitiv cu pendul şi traductor electronic de mare precizie şi siguranţă. El poat fi acţionat şi manual de conducătorul combinei. Un semnal acustic şi optic serveşte la avertizarea conductorului cînd limita de pantă (22°—24°) este depăşită. Tot pentru sporirea siguranţei în lucru, combina CP—12 este prevăzută cu un sistem deosebit de eficace de frînare

cu discuri pe toate cele patru roți. Mecanismul de comandă a poziției hederului este realizat, în funcție de opțiunea cumpărătorului, fie de tip hidraulic cu palpatoare laterale care asigură copierea fidelă a terenului, fie de tip mecanic cu cabluri acționate direct de puntea motoare. Mecanismul de ridicare a hederului este echipat cu acumulatori hidropneumatici.

Referitor la productivitatea acestei combine — **medaliată cu aur la Tîrgurile internaționale de la Plovdiv și Zagreb** — care lucrează pe curbe de nivel trebuie arătat că ea se ridică la 9 ha/zi. De reținut, de asemenea, că această recentă realizare a specialiștilor noștri încorporează o serie de noutăți constructive de „ultimă oră" : pentru menținerea combinei în poziție verticală, indiferent de înclinarea solului, roți echipate cu un modern sistem telescopic, bloc electronic cu circuit imprimat de sesizare și de comandă automată pentru asigurarea bunei funcționări etc.

CARACTERISTICI TEHNICE

Masa de tăiere :

— lățimea de lucru : 4,2 m ;
— înălțimea de tăiere : minimum 40 mm și maximum 850 mm ;
— reglajul înălțimii : hidraulic ;
— rabator cu excentric, cu turația reglabilă : 16÷52 rot/min;
— reglaj hidraulic : pe orizontală și verticală ;

Aparatul de treier :

— bătător : ∅ 560 x 1190 mm cu opt șine riflate ;
— contrabătător : cu zece șine ;
— sistemul de scuturare : cu patru căișori ;
— lungimea căișorilor cu prelungire : 3500 mm ;
— turație reglabilă : 181÷228 rot/min.

Sistemul de curățire :

— curățirea I : suprafața de 2,878 m² ;
— curățirea II : suprafața 0,950 m² ;
— ventilator : patru palete, cu debit mare de aer.

Colectarea boabelor :

— se face în buncăr de 2300 litri.

Motorul :

— 6 cilindri, 105 CP (DIN) la 2300 rot/min ;
— injecție directă ;
— răcire cu apă.

Transmisia :

— variator cu două curele trapezoidale ;
— ambreiaj monodisc ;
— viteze de deplasare: 3+1 ;
— înainte : 1,3 — 23 km/oră ;
— înapoi : 3 — 8,5 km/oră.

Sistemul de frînare :

— frînă hidraulică pe toate roțile : comandă prin două pedale independente.

Direcția :

— de tip hidrostatic.

Roțile :

— față — motrice : 18.4/15—26—10 PR ;
— spate — de direcție : 400—15.5 RA6PR.

Instalația electrică :

— 12 V : de iluminat și de semnalizare ;
— 24 V : de pornire.

Mecanismul de orizontalizare :

— de tip pendul cu traductor elctronic și comandă electro-hidraulică — automată.

Mecanismul de comandă a poziției hederului :

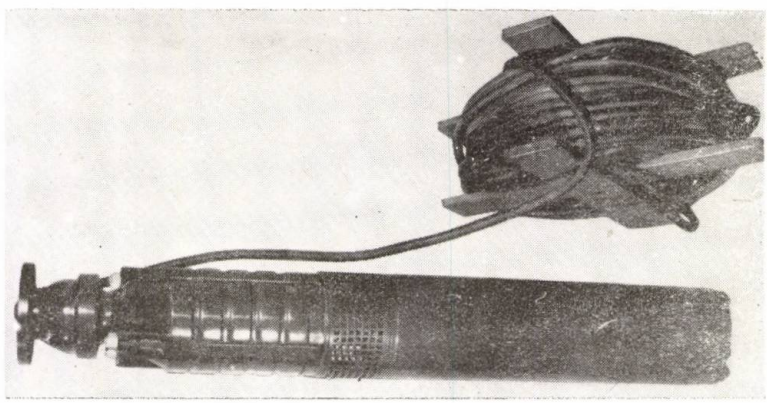
— hidraulic sau mecanic cu cabluri.

POMPE CU DIVERSE DESTINAȚII

Oferta românească în domeniul pompelor pentru agricultură, pentru industria chimică, a celulozei, petrochimică, etc, a fost — la TIB '78 — deosebit de variată și de cuprinzătoare, ilustrînd în acest fel bogatul program de fabricație al întreprinderii „Aversa" Astfel, pentru agricultură, constructorul bucureștean execută 22 de familii de pompe ce însumează peste 80 de tipodimensiuni (de la pompe mici la 2 kg și pînă la pompe agabaritice de peste 12 tone), iar pentru industria chimică — 18 familii în peste 100 tipodimensiuni, care acoperă un larg domeniu de funcționare cu debite cuprinse între 1,6 m³/oră — 720 m³/oră și înălțimi de pompare între 8 mCA și 245 mCA.

Un exemplu edificator al calității produselor „Aversa" îl constituie, de exemplu, noua familie de pompe de proces TN, tipizată în 39 de tipodimensiuni, reprezentată de elementele carcasă și rotor, susținute pe șase mărimi de lagăre de proces tipizate TN și PG. Aceste noi produse, care s-au bucurat de aprecieri pozitive la TIB '78, sînt pompe centrifuge, monoetajate, cu rotorul în consolă, standard, pentru procesele calde cu debite de la 12,5 m³/oră la 1600 m³/oră,, cu înălțimea de pompare de la 32 m la 200 m și cu temperaturile de lucru pînă la 400°C.

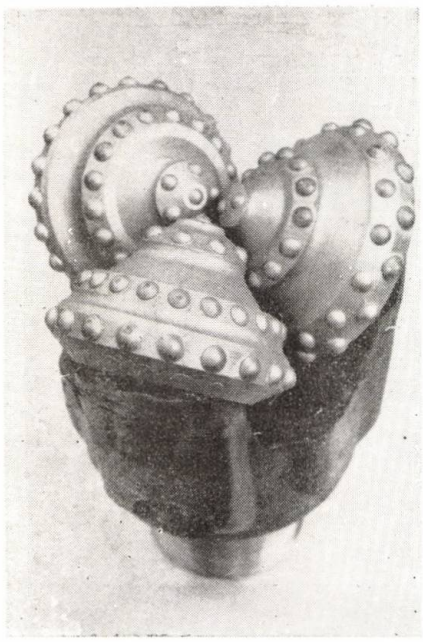
Construcția noilor pompe de proces tip TN este în carcasă spirală cu tălpi de susținere în plan orizontal în axul pompei. Dimensiunile lor de gabarit și de legătură sînt conforme ISO 2858, flanșele fiind aliniate la trei standarde : STAS 2119—67, DIN 2501 și ASA clasa 600. Rotorul este prevăzut cu labirinți



ce pot fi înlocuiți la uzură, arborele este cu bucșe de protecție, etanșarea la ieșirea arborelui din pompă făcîndu-se fie prin etanșare moale cu inele de azbest grafitat, fie cu etanșeitate mecanică. Ansamblul — lagăr, tipizat în șase mărimi, este prins de carcasă în așa fel încît ansamblul de susținere cu rotorul pompei se poate demonta fără a se demonta și pompa din instalație. Lagărul este prevăzut cu camere pentru circuite de răcire și cu barieră termică în spatele rotorului și la lagărele de rulmenți.

SAPE DE FORAJ

Aplicarea tehnologiilor moderne de foraj nu mai este posibilă la ora actuală fără existența unor sape de foraj de foarte bună calitate. De aceea întreprin-



derea „1 Mai" din Ploiești și-a diversificat programul de fabricație care cuprinde, în prezent, peste 140 de tipodimensiuni capabile să realizeze forajul în cele mai diferite straturi geologice. Pe lîngă îmbunătățirile tehnologice care li se aduc continuu, sapele fabricate de constructorul ploieștean au mai suferit și o serie de îmbunătățiri constructive ca rod al lucrărilor de cercetare efectuate și aplicării de soluții originale. Astfel, pe lîngă sapele din producția curentă, au apărut sape cu lagăre etanșe și sape maxijet, care fac obiectul unor brevete românești, precum și alte sape cu elemente tăietoare din carburi metalice sinterizate. Performanțele obținute cu acestea, ca viteza și adîncimea de foraj, reprezintă performanțe de vîrf în domeniu. De aceea **ele sînt achiziționate de 46 de companii petroliere din întreaga lume.**

In afara sapelor cu trei conuri, mai sînt de menționat sapele monolit, armate cu știfturi din carburi de wolfram, destinate forajului în roci slabe și medii.

Specialiștii români nu au neglijat nici domeniul carotierelor, uzinele românești fabricînd, în prezent, o gamă completă și modernă de tipodimensiuni utilizate atît la forajul sondelor de țiței și gaze, cît și pentru forajul geologic.

De altfel, comportamentul tuturor acestor sape este urmărit, anual, pe cantități de 40.000—50.000 bucăți, de grupuri de specialiști atît în țară cît și în străinătate, care asistă la operațiile de foraj. Se întocmesc situații statistice care generează soluții de perfecționare a calității acestora și recomandări privind mărirea diametrelor lor. În acest fel întreprinderea „1 Mai" din Ploiești a reușit să înscrie în programul său de fabricație și sape cu diametre de 660,4 mm, echipate cu trei role pentru toate tipurile de teren. Această performanță reprezintă un nou pas în realizarea unor noi tipuri, care să corespundă din toate punctele de vedere complexelor cerințe ale forajului modern.

INSTALAȚIA DE FORAJ F—200—2DH—7

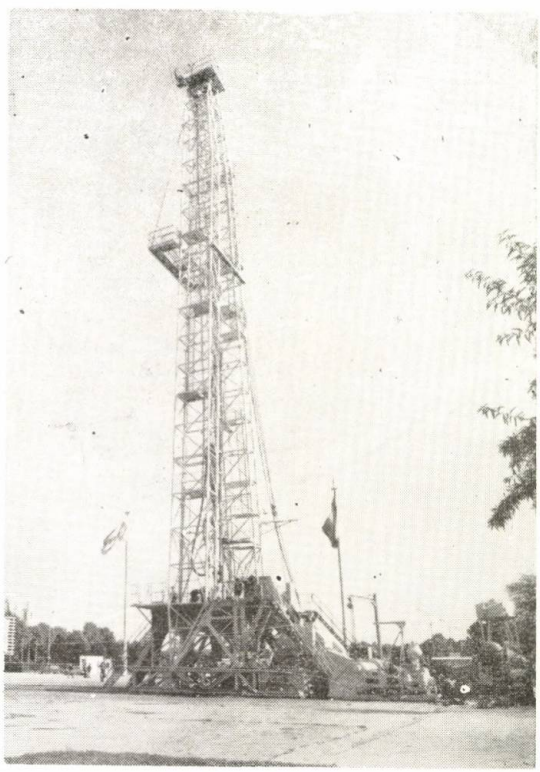
Seria modernelor instalații de foraj „F" executate de întreprinderea „1 Mai" din Ploiești după proiectele elaborate de Institutul de Proiectări și Cercetări pentru Utilaj Petrolier — IPCUP — din București s-a îmbogățit cu o nouă tipodimensiune : F—200—2 DH—7, instalație capabilă să formeze sonde de țiței și gaze pînă la adîncimi cuprinse între 2500 m și 4000 m (cu prăjini de $4^1/_2$ in și 5 in).

Instalația, care s-a bucurat de unanime aprecieri **cu prilejul prezentării ei „în premieră" la TIB '78,** dispune de o putere de 2670 CP și de zece viteze la troliu.

Robustețea și eleganța, puterea instalată care asigură forajul în condiții economice optime, manevrarea ușoară și silențioasă sînt numai cîteva din caracteristicile acestei noi instalații de foraj apreciată și solicitată și la export.

CARACTERISTICI TEHNICE

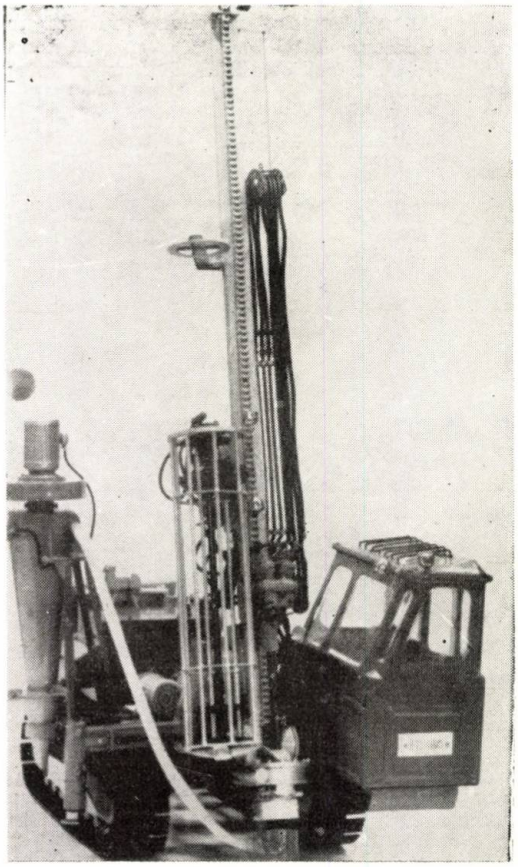
— adîncimea de foraj recomandată cu prăjini de $4^1/_2$ in și 5 in : 2500 m — 4000 m ;
— sarcina maximă de lucru la cîrlig sistem role — 5 x 6 role: 200 tf ;
— puterea instalată : 1780 CP + 890 CP (pentru grupul motopompă) ;
— capul mastului (după API Gross Nominal Capacity) : 310 tf (682.000 lbs) ;
— transmisie: diesel-hidraulică ;
— diametrul cablului de manevră : 32 mm ($1^1/_4$ in).



INSTALAȚIE FC—60 PENTRU FORAJUL ÎN CARIERĂ

Instalația de foraj rotativ FC—60, **realizată de Intreprinderea de utilaj petrolier din Tîrgoviște la nivelul produselor de vîrf pe plan mondial, la clasa respectivă,** este destinată forării găurilor verticale sau înclinate pînă la adîncimea maximă de 60 m și pînă la un diametru de 115 mm. Ea este amplasată pe un cărucior cu șenile fapt care îi conferă robustețe, stabilitate și o foarte bună accesibilitate pe orice teren. Toate mecanismele instalației, inclusiv cel de deplasare pe șenile, sînt acționate hidrostatic de la o centrală hidraulică echipată cu trei pompe antrenate independent cu motoare electrice a căror putere instalată se ridică la 55 kW. Ca principale părți componente, amintim (în afara centralei energetice care furnizează energia hidraulică necesară acționării mecanismelor) dispozitivul de foraj (care constă din mast cu ghidaj, cărucior cu cap rotativ de foraj cu acționare hidrostatică, sistemul de avans și cilindrii hidraulici pentru orientarea mastului) și dispozitivele pentru manevrarea garniturii de prăjini compuse din magazie, mîna mecanică, clești pentru susținere și pentru deșurubare etc. Toate aceste dispozitive sînt acționate hidraulic prin servomotoare.

Postul de comandă amenajat într-o cabină cu bună vizibilitate, cu ventilație și încălzire pe timp friguros, cuprinde toate organele de comandă necesare deservirii utliajului (transport, punere în poziție de lucru, foraj, manevră) în cele mai bune condiții de securitate și înaltă productivitate.



MAȘINA DE ÎNCĂRCAT MINEREU CU COMANDĂ DE LA DISTANȚĂ

În ultima vreme tot mai multe mine din țară au fost dotate cu acest nou și modern utilaj destinat să ușureze munca minerilor, să contribuie la sporirea securității și la mărirea productivității muncii. Executată de uzina UNIO din Satul Mare mașina de încărcat cu siloz MIS — 1 P este utilizată, cu preponderență, în cadrul diferitelor metode de exploatare practicate, cît și pentru rambleierea uscată, la lucrările de abataj din zăcămintele de minereuri. **Construcție simplă și robustă, mașina efectuează trei operații distincte** (încărcarea prin lopătare a substanței minerale în silozul mașinii, transportul materialului încărcat pînă la punctul de transbordare și deversarea materialului în rostogol sau pe un transportor), **performanță apreciată pozitiv și la TIB '78.**

Acționarea mașinii MIS—1P este pneumatică, iar trenul de deplasare constă din două roți motoare în față și din două roți de direcție în spate. In timp ce mecanismul de încărcare, roțile motoare și mecanismul de direcție sînt acționate cu cîte un motor pneu-

matic rotativ cu bandă, bascularea silozului este realizată cu un cilindru telescopic acționat pneumatic.

Alimentarea cu aer comprimat se face prin intermediul unui dispozitiv de preparare a aerului, care filtrează aerul și pulverizează uleiul în fluxul de aer, pentru ungerea organelor de comandă și de execuție.

Comanda operațiilor se poate realiza de pe mașină, prin acționarea manuală a distribuitoarelor de aer, (ceea ce o face utilizabilă și în medii explozive sau grizutoase) sau de la distanță cu ajutorul echipamentului ECD—1 în construcție normală.

Comanda de la distanță a mașinii este necesară, în primul rînd, în abatajele de minereuri, în care încărcarea trebuie făcută în locuri strîmte sau cu o stabilitate mai mică a straturilor, cu pericole de surpare a tavanului. Folosirea ei este recomandată și în alte situații de exploatare, deoarece, prin comanda mașinii de la distanță, poziția de lucru a minereului este mai confortabilă și îl ferește atît de efectul șocurilor și vibrațiilor mașinii, cît și de praful degajat la deversarea materialului din cupă și siloz.

Distanța de la care se poate efectua comanda este limitată numai de cîmpul de vizibilitate al mașinii.

CARACTERISTICI TEHNICE

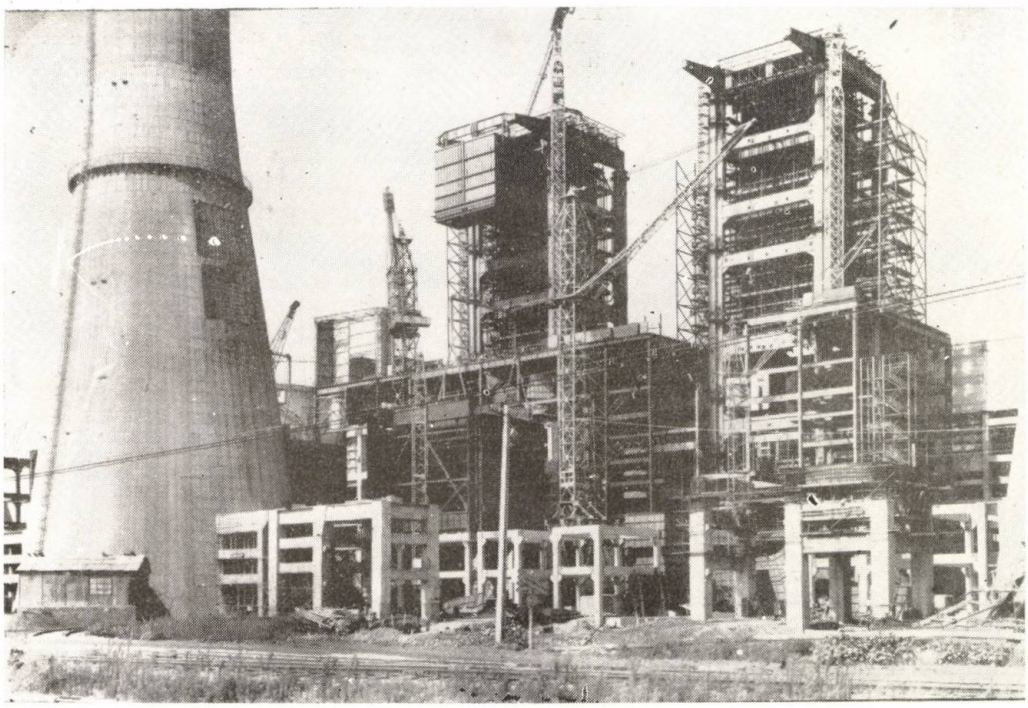
— productivitatea mașinii la distanța de transport : 25—50m, 15—20 m^3/oră.
— capacitatea cupei : 0,12 m^3 ;
— capacitatea silozului : 0,75 m^3 ;
— puterea motorului cupei la 6 bar : 11,5 CP ;
— puterea motorului de deplasare la 6 bar : 11,5 CP ;
— puterea motorului de direcție la 6 bar : 2,0 CP ;
— viteza medie de deplasare în sarcină la 5 bar : 1,2 m/s ;
— presiunea de alimentare cu aer a mașinii: 5—7 bar ;
— consumul mediu de aer comprimat : 8 m^3/min ;
— greutatea mașinii : 2500 kg.

A

GRUPURI ENERGETICE DE 330 MW

Printre cele mai importante realizări ale construcției de echipament energetic, se înscriu grupurile de 330 MW, agregate care se situează la cel mai înalt nivel al tehnicii actuale. In acest scop, s-a recurs la cumpărarea unor licențe de la firme străine de mare prestigiu. În cazul cazanului de 1035 tone abur/oră licența a fost achiziționată de la firma vest-germană „Babcock" ,în cel al turbinei de 330 MW de la firma franceză „Rateau-Schneider", a generatorului electrohidraulic de la firma „Neyerpic", a pompelor de apă de alimentare și de ulei de la firma „Rateau-Schneider" iar a schimbătoarelor de căldură de la firma „Dalas".

Cazanul de 1035 tone abur/oră, fabricat de întreprinderea „Vulcan" din București, poate funcționa — potrivit necesităților — fie cu lignit cu putere calorifică inferioară de 1600 Kcal/kg (avînd posibilitatea de a funcționa și integral pe păcură la sarcina nominală) fie cu păcură cu conținut ridicat de sulf, cu putere calorifică de 9250 Kcal/kg. Cazanul este caracterizat de următorii parametri. Aburul de înaltă presiune : debit nominal 1035 tone abur/oră, presiune nominală 195 kgf/cm^2, temperatura nominală 540°C. Aburul intermediar : debit maxim 974 tone/oră ; temperatura aburului la intrare 348°C ; temperatura la ieșire 540°C ; presiunea la intrare circa 50 kgf/cm^2 ; presiunea la ieșire circa 48 kgf/cm^2. Apa de alimentare : temperatura la intrare 260°C ; presiunea la intrare 250 $kgf/cm.^2$ Randamentul cazanului pentru păcură : 95 %.



Din punct de vedere constructiv și funcținal, aceste două tipuri de cazane sînt asemănătoare, diferența principală constînd doar în sistemul instalațiilor de ardere corespunzătoare combustibililor menționați, ceea ce a determinat o diferență mare de dimensiuni între ele. Mai trebuie evidențiat, de asemenea, că :

— folosirea circulației forțate unice tip Benson oferă avantaje ca : timp de pornire scurt (25—30 minute din stare caldă și 4—5 ore de la rece), posibilități de a prelua variații mari de sarcină, grad ridicat de disponibilitate, rezultat din particularitățile arătate mai sus, menținerea parametrilor

nominali într-un domeniu larg de sarcini, regim termic favorabil pentru țevi, ca urmarea a unei răciri mai bune a metalului prin alegerea vitezei corespunzătoare a fluidului ;

— echiparea cazanului cu un circuit de supraîncălzire intermediar duc la mărirea randamentului ciclului termic ;

— realizarea închiderii etanșe a camerei de ardere și canalului convectiv, prin folosirea pereților membrană, conduce la menținerea constantă a excesului de aer și la creșterea randamentului cazanului ca urmare a eliminării posibilității de infiltrare a aerului fals, la eliminarea înzidirii, folosindu-se numai o izolație de tip ușor, iar eliminarea ventilatoarelor de gaze de ardere la cazanul cu suprapresiune în focar duce la o importantă economie de energie ;

— folosirea unor mașini de mare productivitate și economicitate la realizarea pereților membrană scurtează ciclul de fabricație a cazanelor ;

— faptul că aceste cazane sînt concepute pentru un înalt grad de preasamblare în uzină, asigură un înalt nivel calitativ al execuției și o reducere sensibilă a manoperei de montaj, ceea ce conduce la scurtarea duratei montajului.

În ceea ce privește turboagregatul de 330 MW, menționăm că acesta reprezintă unitatea de cea mai mare putere executată de către Intreprinderea de Mașini Grele din București. Turbina, cu abur de tipul cu acțiune cu supraîncălzire intermediară, este construită pe o linie de arbori, în patru corpuri : unul de înaltă presiune (în simplu flux), unul de medie presiune (în simplu flux) și două corpuri de joasă presiune, fiecare în dublu flux simetric față de o admisie centrală.

CARACTERISTICI FUNCȚIONALE :

— puterea maximă continuă : 330 MW ;
— puterea economică : 315 MW ;
— turația : 3000 rot/minut ;
— consumul de abur la 330 MW : 980 tone abur/oră ;
— presiunea aburului la admisie : 186 ata ;
— temperatura aburului la admisie : 535°C ;
— consumul specific de căldură la puterea economică : 1835,5 Kcal/oră.

Generatorul este de tip sincron, cu turație de 3000 rot/min, destinat a fi cuplat direct și rigid cu turbina de antrenare. Mașina este de construcție închisă, cu miezul magnetic răcit direct cu hidrogen. Excitația generatorului este asigurată de un generator auxiliar cuplat direct cu acesta.

CARACTERISTICILE PRINCIPALE ALE GENERATORULUI :

— puterea aparentă nominală : 388 MVA ;
— putere aparentă maximă : 405 MVA ;
— factor de putere (cos ∅) : 0,85 ;
— puterea activă nominală : 350 MW ;
— frecvența 50 Hz ;
— tensiunea : 24 KV ;
— curentul nominal : 9339 A ;
— trei faze ;
— randamentul nominal (la 24 kV și cos ∅ 0,85) : 98,87 %.

Agregatul de 330 MW este caracterizat ca fiind o mașină robustă, cu o mare stabilitate în exploatare, o mare flexibilitate în funcționare, o pornire rapidă și o înaltă eficiență.

LOCOMOTIVA DIESEL - ELECTRICĂ DE 4000 CP (2900/2240 KW)

Acest produs, de o deosebită complexitate, executat de întreprinderea „Electroputere", este componentul unei noi serii de locomotive diesel — electrice de mare putere asimilată în ultima vreme după proiectele originale ale Institutului de Cercetări și Proiectări al Centralei Industriale de Mașini și Aparataje Electrice din Craiova. Noua locomotivă este destinată remorcării trenurilor grele de călători cu viteze pînă la la 140 km/oră, scop în care este echipată cu un motor diesel R 251 asimilat de Intreprinderea de Construcții de Mașini din Reșița după licența americană ALCO, cu 16 cilindri dispuși în „V", cu o putere de 2900 kW la turația de 1100 rot/min, cu o transmisie electrică curent alternativ — curent continuu și cu un generator electric pentru încălzirea trenului.

Sala mașinilor este împărțită în trei compartimente distincte : compartimentul instalației electrice, amplasat în spatele cabinei de conducere I ; compartimentul motorului diesel situat în partea centrală a locomotivei ; compartimentul instalației termice amplasat lîngă cabina de conducere II.

Cabinele locomotivei de 4000 CP amplasate la ambele capete sînt construcții metalice sudate, autoportante executate din materiale corespunzătoare pentru a face față și temperaturilor scăzute. Cutia cabinelor este dimensionată pentru a suporta o probă de compresiune de 2000 kN și o probă de tracțiune de 1500 kN aplicate la mijlocul plăcii frontale. Plăcile frontale sînt realizate în așa fel încît permit montarea unui cîrlig de tracțiune sau cuplă centrală automată. În cutie sînt prevăzute opt cutii pentru nisip cu un volum total de 400 dm^3 — 500 dm^3.

Intreaga aparatură de comandă a funcționării locomotivei, aparatele de semnalizare și control sînt amplasate în așa mod încît satisfac toate exigențele vehiculelor moderne în ceea ce privește manevrabilitatea, vizibilitatea și estetica. In afara acestei aparaturi, în cabină au mai fost prevăzute : un frigider (numai în cabina I), reșou electric, două stingătoare de incendiu și radiotelefon.

Pentru utilizarea locomotivei și la recomandarea trenurilor grele de marfă, constructorul modifică raportul de transmisie pentru o viteză maximă de 120 km/oră și renunță la generatorul electric destinat încălzirii trenului.

CARACTERISTICI

Particularitățile rețelei de căi ferate pe care poate fi exploatat acest tip de locomotivă sînt :

— ecartament : 1435 mm ;
— raza minimă a curbelor în linie curentă : 275 m ;
— la schimbător de cale : 160 m ;
— în depouri : 100 m ;
— sarcina pe osie admisă a liniei : 21,5 tone ;
— rampa maximă în curbe necompensate cu raza de 275 m: 25 % ;
— altitudinea maximă : 1200 m ;
— gabaritul peste 400 mm : STAS 4392/68 ;
— gabaritul sub 400 mm ; UIC 505.

Locomotiva poate fi exploatată în condiții optime la o temperatură ambiantă +40°C maximum și de —35°C minimum.

Incălzirea electrică a trenului :

— puterea : 600 kW ;
— tensiunea (curent continuu) : 1500 V ;
— formula osiilor : Co—Co.

Dimensiuni :

— diametrul bandajelor în stare nouă : 1100 mm ;
— lungimea cu tampoane : 20500 mm ;
— lungimea șasiului : 19200 mm ;
— lățimea cutiei : 3000 mm ;
— lățimea maximă circa : 3100 mm ;
— înălțimea maximă : circa 4450 mm ;
— greutatea locomotivei complet alimentată : 126±2% tone ;
— sarcina nominală pe osie : 21 tone ;
— sarcina maximă pe osie : 21,5 tone.

Rezervoarele de ulei de ungere sînt de 1200 litri, de combustibil 5000 litri, apă de răcire 1600 litri și de nisip 0,45 m^3.

Caracteristicile de tracțiune pentru locomotiva de călători :

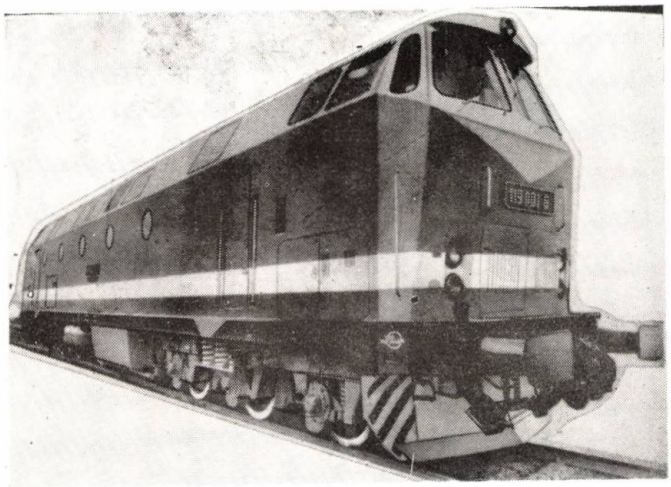
— forța de tracțiune în regim de durată: 20000 daN, la viteza de aproximativ 40 km/oră ;
— forța de tracțiune în regim unionar : 23200 daN, la viteza de aproximativ 35 km/oră ;
— forța maximă la pornire : 35000 daN ;
— viteza maximă : 140 km/oră.

Caracteristicile de tracțiune pentru locomotiva de marfă :

— forța de tracțiune în regim de durată : 23400 daN, la viteza de aproximativ 35 km/oră ;
— forța de tracțiune în regim uniorar : 27100 daN, la viteza de aproximativ 30 km/oră ;
— forța maximă la pornire : 40000 daN ;
— viteza maximă 120 km/oră.

LOCOMATIVA DIESEL—HIDRAULICĂ DE 2400 CP

Componentă a unei cuprinzătoare game de locomotive diesel-hidraulice cu puteri variind între 180 CP şi 2400 CP, **noul produs al întreprinderii bucureştene „23 August"** dispune de două echipamente de tracţiune şi este dotat cu un generator de încălzire electrică a trenului (cu curent alternativ-monofazat) de 500 kW. Cele două motoare diesel tip M 820 SR au o putere (fiecare) de 1300 CP la 1500 rot/min, cu



12 cilindri în „V", cu alezajul × cursa de 175 x 205, cu injecţie directă, cu cameră de ardere originală, cu supraalimentare şi răcire intermediară. Consumul de combustibil este de 160 gr/CPh+5%, fiind cotat ca deosebit de redus, cum este, de altfel, cotat şi consumul de ulei care se cifrează (la puterea nominală) la 3—5 kg/oră. Motoarele sînt cuplate între ele peste generatorul trifazic de încălzire, acţionat cu cîte un cuplaj hidraulic cu umplere şi golire de la fiecare din ele, ceea ce permite acţionarea fie cu unul din cele două motoare, fie cu amîndouă. Datorită unei construcţii speciale a regulatoarelor de turaţie, care se comandă reciproc, sarcina motoarelor se menţine egală în cazul acţionării locomotivei cu ambele motoare.

Pentru încălzire, curentul trifazic alternativ este transformat cu ajutorul unui dispozitiv electronic cu tiristori (convertor) în curent alternativ monofazic de frecvenţă şi tensiune constantă, indiferent de regimul de funcţionare a motoarelor diesel.

Transmisiile hidraulice, cu care este echipată locomotiva, sînt de tipul GS 30/5,5.

Cabina de comandă se impune printr-un înalt grad de confort, aparatură completă de comandă a funcţionării locomotivei, aparatele de semnalizare şi control fiind amplasate în aşa fel încît satisfac toate exigenţele impuse vehiculelor moderne în ceea ce priveşte manevrabilitatea, vizibilitatea şi estetica.

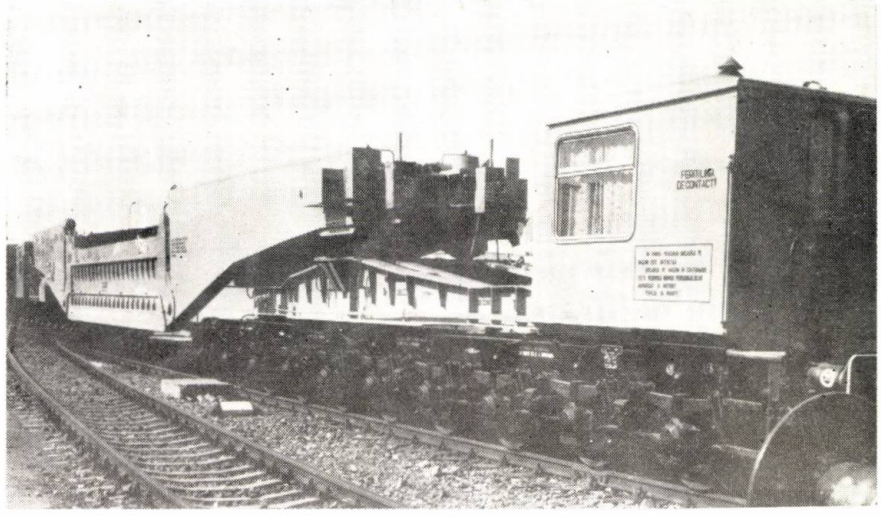
CARACTERISTICI TEHNICE

— ecartamentul : 1435 mm ;
— greutatea locomotivei (alimentată 2/3) : 96 tone ;
— sarcina pe osie : 16 tone ± 5% ;
— aşezarea osiilor : CC ;
— lungimea peste tampoane : 19500 mm ;
— distanţa între pivoţi : 10910 mm ;
— lăţimea maximă : 3020 mm ;
— înălţimea maximă : 4240 mm ;
— diametrul roţilor în stare nouă : 1000 mm ;
— forţa maximă de tracţiune la pornire : 24000 kg ;
— viteza maximă : 120 km/oră ;
— raza minimă de înscriere în curbă : 100 m.

VAGOANE TRANSPORTOR CU SARCINĂ DE 270 TONE

Această realizare a Intreprinderii de vagoare din Arad este destinată realizării transporturilor speciale de produse grele şi agabaritice, cum sînt turbinele, transformatorii, generatorii etc. În acest scop vagonul este echipat cu patru boghiuri a cîte cinci osii, cu o sarcină maximă pe osie de 21 tone. Vagonul poate fi descompus în două semi-vagoane manevrabile independent care pot circula spre locul de încărcare legate strîns, legate prin lonjeroni intermediari sau prin platformă joasă.

Datorită construcţiei speciale (lonjeroni scunzi de două tipuri, lonjeroni intermediari înalţi, traverse amovibile inferioare), lăţimile de încărcare sînt variabile, iar încărcarea se poate efectua cu prindere direc-



tă pe platforma dintre semi-vagoane ; piese care se sprijină prin umeri pe lonjeronii intermediari scunzi tip I, pe lonjeronii intermediari înalți sau pe lonjeronii intermediari scunzi de tip II ; piese rezemate pe traversele amovibile.

Vagonul transportor pe 20 osii poate circula pe liniile cu ecartament standard UIC, dar el poate fi transpus și pe osii de ecartament 1524 mm.

Pentru o manevrabilitate ușoară vagonul este înzestrat cu echipamente speciale : două cabine de serviciu, patru prese hidraulice de cîte 100 tone fiecare (comandate electric la capetele extreme ale șasiului), pentru ridicarea cu 300 mm, două vinciuri hidraulice manuale a 100 tone, pentru susținut semișasiurile de capăt și pentru reglat înălțimea de încărcare, două dispozitive cu șurub fără sfîrșit, acționate de un motor electric în vederea ripării șasiului cu cîte 300 mm de fiecare parte, un grup electrogen, tablou de distribuție, instalații de pompare cu pupitru mobil, roți amovibile pentru susținut lonjeronii intermediari scunzi tip I și lonjeroni înalți la desfacerea vagonului după descărcare.

Echipamemtul de frînă este cu aer comprimat, de tip „Knorr", triplă valvă KE 1 C, cu cîte doi cilindri de 12 țoli, pe fiecare boghiu, schimbător de regim „gol-încărcat" și frînă de mînă la ambele capete ale vagonului cu acționare pe cîte patru osii ale boghiului de capăt.

După prezentarea lui la TIB '78, unde a suscitat un interes deosebit, **acest vagon, unul dintre cele mai mari și mai grele vagoane realizate pînă în prezent în lume**, a fost predat Căilor Ferate Române spre exploatare.

ÎMPINGĂTOR FLUVIAL

Printre cele mai moderne construcții navale fluviale pe care le execută în ultima vreme Șantierul Naval din Giurgiu figurează și acest tip de împingător de 2 x 400 CP. El servește la propulsarea, prin împingere, a convoaielor de nave pe întreaga Dunăre, dar poate fi folosit și ca remorcher, beneficiind în acest scop de dotările necesare. Pentru trecerea pe sub podurile joase, timonieria poate fi coborîtă cu ajutorul unei instalații hidraulice.

Guvernarea acestui împingător de linie se realizează prin duze orientabile acționate electric, independent sau simultan, ceea ce-i conferă calități deosebite la conducerea convoiului.

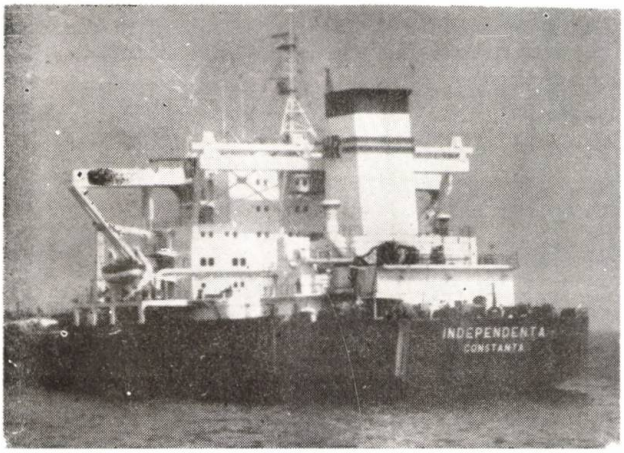
Nava este prevăzută cu instalații și cu dotări la nivel tehnic ridicat și cu amenajări confortabile, asigurînd astfel condiții optime de exploatare, muncă și de odihnă. Corpul și suprastructura sînt construcții sudate, din oțel carbon de calitate.

Împingătorul de linie de 2 x 400 CP este proiectat de Institutul de Cercetări și Proiectări Navale din Galați, în conformitate cu Regulile Registrului Naval Român pentru clasa „p" ,cu întăriturii pentru navigația în ghețurile sparte.

CARACTERISTICI TEHNICE

— lungimea maximă : 30,52 m ;
— lățimea maximă : 11,25 m ;
— înălțimea de construcție în zona centrală : 2,00 m ;
— înălțimea de construcție în zona pupa : 2,70 m ;
— pescajul : 1,20 m ;
— deplasamentul : 257,7 tone ;
— motoarele principale : 2 x 420 CP, tip MB — 836 Db ;
— grupurile auxiliare : 2 x 125 kVA/400 V, 50 Hz ;
— autonomia : 200 ore :
— echipajul : 12 persoane.

La recenta ediție a TIB' 78, oferta românească în în domeniul construcțiilor navale a inclus și petrolierul de 150 000 tdw, a cărei execuție a fost asimilată la Șantierul Naval din Constanța. Acest tip de navă poate transporta, în același timp, trei categorii de petrol brut cu punctul de aprindere la 60°C. Petrolierul de 150 000 tdw dispune de o singură elice, o punte continuă și o punte teugă, precum și de 15 tancuri de marfă cu o capacitate, aproximativă, de 189197 m^3.



Compartimentul mașini și amenajările sînt localizate la pupa. Compartimentul pompei de încărcare este situat în fața compartimentului mașini. Nava este propulsată de un motor diesel maritim de înaltă presiune de tip MAN K9 SZ 90/160 A, fabricat la Reșița. El are puterea contiună, nominală, de 28000 CP la 122 rot/min.

Această navă este construită în conformitate cu cerințele Lloyd's Register of Shipping pentru clasa „+ 100 A 1 petrolier" și sub supravegherea specială a Registrului Naval Român.

Pentru realizarea unei navigații sigure, petrolierul este echipat cu aparatură ultra-modernă, precum și cu agregate care asigură și supraveghează, automat, încărcarea și descărcarea în maximum 18 ore.

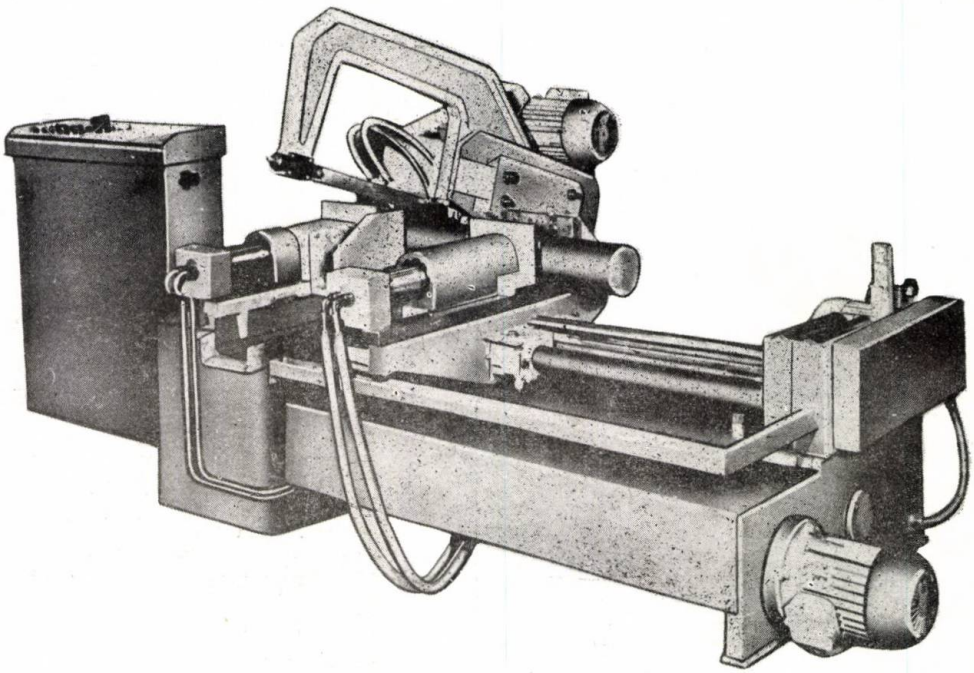
Echipajul, format din 50 de persoane, dispune de condiții de viață la bord dintre cele mai bune. Cabinele sînt confortabile, există un club, sală de gimnastică, bazin de înot etc.

CARACTERISTICI TEHNICE

— lungimea totală : 304,00 m ;
— lungimea între perpendiculare : 283,00 m ;
— lățimea de construcție : 46,00 m ;
— înălțimea de construcție : 22,55 m ;
— pescajul de eșantionaj : 17,40 m ;
— t.r.m. : 160 000 tone ;
— viteza navei încărcate : 16 noduri ;
— capacitatea aproximativă a tancurilor pentru : combustibil greu : 7769 m^3 ;
— motorină : 501 m^3 ;
— ulei lubrifiant : 135 m^3 ;
— tancuri pentru apă dulce: 692 m^3 ;
— tancuri de balast divizate : 24566 m^3 ;
— tancuri pentru reziduri : 7482 m^3 ;
— autonomia : 18000 mile marine.

Abonați-vă
la revista
CONSTRUCȚIA
DE MAȘINI
1978

FERASTRAU AUTOMAT DE MARE PRODUCTIVITATE ON-254



Gama de tăiere-diametru	**250 mm**
Gama de tăiere dreptunghiulară	**210×280 mm**
Viteza medie de tăiere	**10, 13, 16, 20, 26, 32**

- Instalația hidraulică prevăzută cu distribuție optimă automată a efortului de avans pentru fiecare cursă de lucru, indiferent de dimensiunea, profilul și duritatea materialului de prelucrat ;
- Ghidaje fără interstiții ;
- 6 viteze de tăiere ;
- Cursă inversă accelerată ;
- Secțiune în formă arcuită ;
- Reglare progresivă într-o gamă largă a efortului de avans ;
- Ridicare hidraulică a uneltei la mersul în gol ;

BULGARIE

EXPORTATOR: VTO

MACHINOEXPORT

Sofia, str. Aksakov nr. 5.

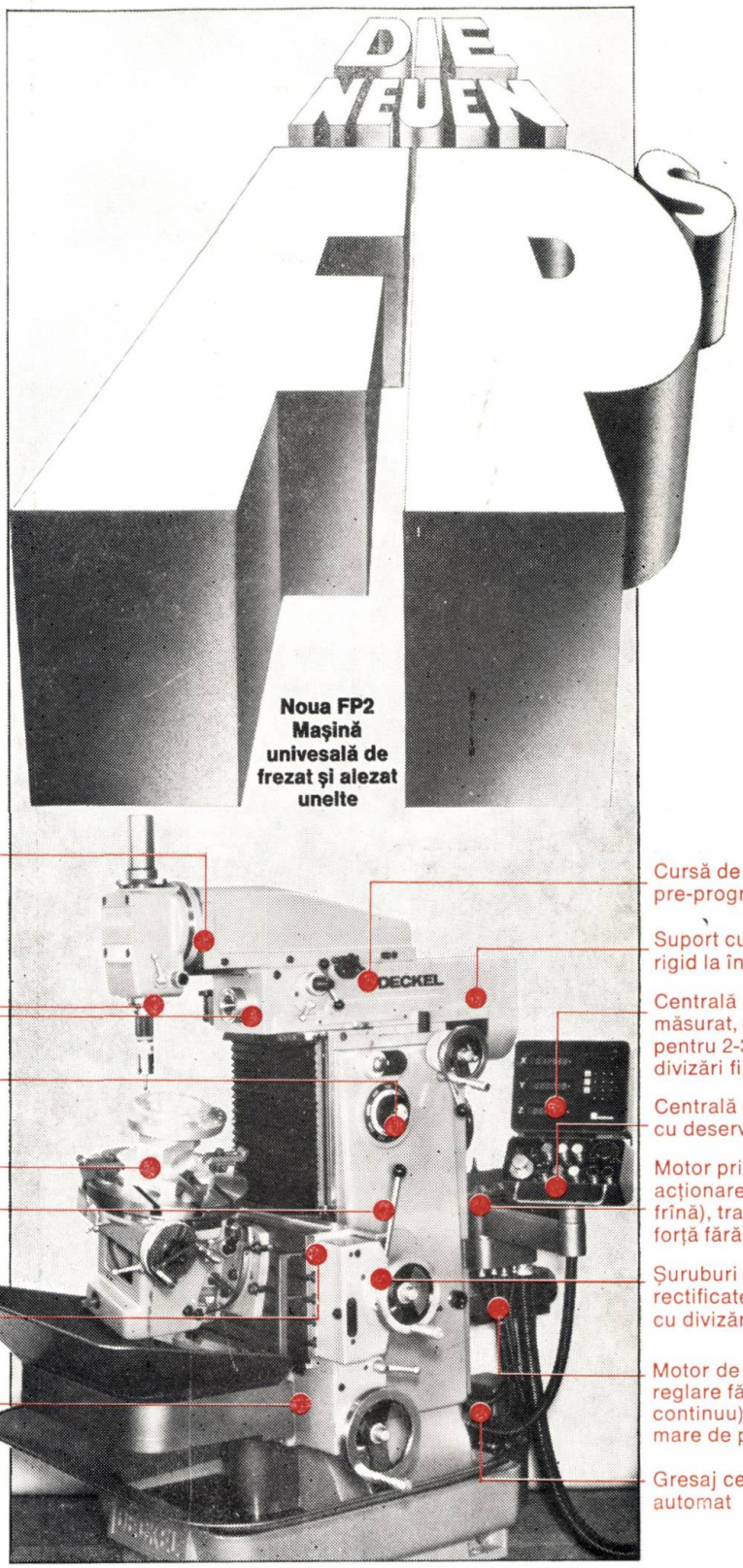
TEL. : 88.53.21

TELEX: 023-425

TELEGRAME: MASINOEXPORT - SOFIA

PUBLICOM

PLUS PUNCTE PENTRU



Cap frezor vertical deplasabil întărit, cu poziţie verticală de precizie, uşor şi repede de înzestrat (fără dat jos)

Fuse de lucru deplasabile

Domeniu de rotaţie extins 1:100 în 21 trepte dreapta/stînga

Piesă de precizie FP

Schimbător de avans acţionat frontal, blocat reciproc cu fixătorii

Ghidaje armate (strat glisant) frecare redusă, fără uzură.

Batiu extrem de robust cu ghidarea mesei de lucru deosebit de lungă.

Cursă de deplasare pre-programată

Suport cu şurub, robust rigid la îndoire-torsiune

Centrală clară de măsurat, ecran digital pentru 2-3 axe cu divizări fine

Centrală de comandă cu deservire facilă

Motor principal de acţionare întărit (motor cu frînă), transmisie de forţă fără oscilaţii

Şuruburi de transport rectificate, scale-disc cu divizări fine

Motor de avans cu reglare fără trepte (curent continuu) cu rezervă mare de putere

Gresaj central automat

DECKEL

Friedrich Deckel Aktiengesellschaft
Plinganserstr. 150, D-8 München 70

Rum

1979 JAN 15

E 3279

TEHNOLOGII NOI ÎN CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

- microplasmă
- laser
- ultrasunete

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

12

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI ■ BUCUREŞTI ■ ANUL XXX ■ DECEMBRIE ■ 1978

uzinexportimport

„UZINEXPORTIMPORT" is the Romanian Company for Foreign Trade you may approach in full confidence not only for purchasing a large range of up-to-date complete installations but even for selling your own products:

***EXPORT** activity*

1. Plants and complex installations for manufacturing equipment and products in the field of machine building industry, electronics and electrical engineering, licences, patents of inventions and manufacturing technologies, supplies of C.K.D. for the above projects.
2. Vessels, boats, shipbuilding equipment and machinery, ship repairing.
3. Thermal power stations, heat and district-heating stations, hydro-electrical power stations, hydro-mechanical equipment, diesel power stations, individual machines and equipment for these stations as well as the respective spare parts.
4. Metallurgical plants and steel works, afferent individual equipment and machines and spare parts as well.
5. Installations for food industry such a cold stores, ice making factories, gra mills, grain silos, meat, fruit and mi processing lines, bread making factories well as spare parts.
6. Technological lines for cement manufa ture, individual machinery and equipme and spare parts as well.
7. Studies, engineering, know-how, techn logies for the said production lines, erecti works, technical assistance, training ar other services in connection with the sa lines and plants.

"UZINEXPORTIMPORT"
—Foreign Trade Company
BUCAREST
133, Victoriei Avenue; POB 299
Telex 011214; Telephone 50.25.35
Cable UZEXIM—BUCAREST.

1979 JAN 29

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
EDITOR: OFICIUL DE INFORMARE DOCUMENTARĂ PENTRU INDUSTRIA CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ANUL XXX, Nr. 12, DECEMBRIE, 1978

CUPRINS

TEHNOLOGII NOI ÎN CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

DRIMER, D., GAVRILAȘ, I., DUMITRU, G. : **Strunjirea asistată de microplasmă.** 605

GEOGLOMAN, RODICA, BUDA, ILEANA : **Contribuții la introducerea procedeului de prelucrare cu laser în tehnologia de fabricație a filierelor de trefilat.** 607

DIACONESCU, G., DONȚU, O. : **Unele considerații privind operațiile de microsudare cu laser.** 610

DRIMER, D., PĂUȘAN, D. : **Microsudarea cu laser.** 612

DRIMER, D., ȘTEFĂNESCU, A., DIMITRESCU, D. : **Lipirea cu adezivi în construcția de mașini.** 615

SAVII, G., DRIMER, D., ICLĂNZAN, T., CSAPO, G., PĂULESCU, G. : **Echipament și tehnologie pentru sudarea ultrasonică a foliilor de poliester.** 620

NEGULESCU, V., VLĂDESCU, M., UDRESCU, F. : **Evaluarea nedistructivă a grosimii straturilor de acoperire.** 622

BĂLȚATU, M. : **Procedeu industrial de fabricare a pistoanelor motoarelor diesel.** 626

METODE MODERNE DE SUDARE

* * * : **Fasciculul de electroni — unealtă universală.** 631

RECENZII

GEORGESCU-COCOȘ, S. : **Orlov, I. — Fundamentals of machine design (Bazele proiectării în construcții de mașini), traducere din limba rusă. Ed. Mir Publishers, Moscova, 1976.** 639

* * * **Indice alfabetic pe autori.** 640

* * * **Sumar anual pe probleme.** 644

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific al Institutului central de cercetări pentru construcțiile de mașini

Redactor șef : ing. Teodosia Oprescu
Redactor : Șerban Teodorescu
Consultant științific : Prof. dr. ing. Dolphi Drimer

SUMAR

CZ : 621.91.07

Drimer, D., Gavrilaş, I., Dumitru, G.: **Strunjirea asistată de microplasmă.**

Rentabilitatea procedeului depinde de optimizarea parametrilor regimului de lucru. Experimentările s-au făcut pe o instalaţie (concepută de autori) adaptată pe un strung SNA-400. Au fost evidenţiate condiţiile necesare pentru determinarea domeniului de stabilitate al arcului electric în condiţiile de încercare pentru stabilirea parametrilor optimi de aşchiere.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 4 fig.

CZ : 621.945 : 621.375.9

Geogloman, Rodica, Buda, Ileana: **Contribuţii la introducerea procedeului de prelucrare cu laser în tehnologia de fabricaţie a filtrelor de trefilat.**

Se prezintă bazele teoretice şi metodologia de determinare a parametrilor principali de perforare cu laser a semifabricatelor de filiere pentru trefilat sîrme subţiri sub 0,50 mm, pînă la 0,01 mm, precum şi unele caracteristici ale utilajului românesc LASEROM-01, pe care s-au efectuat prelucrările cu laser. Se evidenţiază astfel avantajele introducerii procedeului în fabricaţia de serie a filierelor de trefilat sîrme subţiri.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 4 fig.

CZ : 621.791 : 621.375.9

Diaconescu, G., Donţu, O.: **Unele consideraţii privind operaţiile de microsudare cu laser.**

Cercetările au avut ca scop asamblarea — prin microsudare cu laser — a unor cazuri reale (dificil de rezolvat prin metode clasice) din construcţia de aparate de măsură, ca :

— asamblarea arcului „fir de păr" ;

— asamblarea unor microcontacte lamelare de la aparatura de control activ (soluţie care a fost generalizată şi pentru alte tipuri de microcontacte).

Experienţele, efectuate cu o instalaţie tip Quant 9, au condus la unele concluzii cu privire la factorii de care depind asamblările prin microsudare cu laser.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 5 fig.

CZ : 621.791 : 621.375.9

Drimer, D., Păuşan, D.: **Microsudarea cu laser.**

Sînt prezentate indicaţii privind alegerea parametrilor de sudare şi unele rezultate experimentale la microsudarea cu laser. Articolul subliniază necesitatea aplicării — după sudare — a unei durificări prin şoc, în vederea îmbunătăţirii proprietăţilor mecanice ale îmbînării.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 5 fig., 2 tab.,

CZ : 621.792.3 : 668.3

Drimer, D., Ştefănescu, Alexandrina, Dimitrescu, D.: **Lipirea cu adezivi în construcţia de maşini.**

Lucrarea prezintă bazele teoretice ale îmbinării metalelor cu adezivi. Pentru o alegere corectă a celui mai potrivit adeziv pentru o îmbinare, este necesar să se cunoască :

— caracteristicile adezivilor (tab. 1) ;

— condiţiile de exploatare a îmbinării (tab. 2) ;

— starea iniţială a suprafeţelor de îmbinat (tab. 3).

Tabelul 4 conţine caracteristicile principale ale îmbinărilor metalice realizate cu cîteva tipuri de adezivi. Mai sînt prezentate calculele de proiectare, precum şi posibilităţile de control al calităţii îmbinărilor cu adezivi.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 8 fig., 4 tab., 3 ref.

CZ : 621.791.1 : 534.321.9

Savii, G., Drimer, D., Iclănzan, T., Csapo, G., Paulescu, G.: **Echipament şi tehnologie pentru sudarea ultrasonică a foliilor de poliester.**

Lucrarea prezintă rezultatele experimentale obţinute la sudarea sub presiune în cîmp ultrasonic a foliilor de polistiren, necesare la izolaţia de fază a motoarelor electrice. Calitatea sudurii este determinată de parametrii legaţi de cantitatea de energie absorbită la locul de sudare : frecvenţa oscilaţiilor ultrasonice, amplitudinea de oscilaţie a capătului „sculei" de sudat, durata impulsului de apăsare, presiunea statică la locul de îmbinare, factorul de formă al concentratorului şi sculei, dimensiunile şi calităţile de reflectare ale reazemului etc. Experienţele s-au făcut pe o instalaţie de laborator utilizînd fie generatorul TEHNOSON 101, tranzistorizat, cu control automat al frecvenţei, fie un generator electronic dotat cu tuburi cu gamă largă de reglare a frecvenţei.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 10 fig., 3 ref.

CZ : 621.793

Negulescu, V., Vlădescu, M., Udrescu, F.: **Evaluarea nedistructivă a grosimii straturilor de acoperire.**

Sînt prezentate metoda prin efect termoelectric, metodele prin radiaţii X şi ß, metoda capacitivă, metoda magnetică şi metoda prin curenţi Foucault. Se prezintă apoi aparatele realizate de autori (grosimetru FERO 302 şi grosimetru NEFERO 303), folosite la măsurarea nedistructivă a grosimii acoperirilor pe suport feromagnetic, respectiv pe suport neferomagnetic.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 8 fig., 4 ref.

CZ : 539.374 : 621—242 : 621.436

Bălţatu, M.: **Tehnologie modernă de deformare plastică a pistoanelor pentru motoarele diesel de mare putere.**

Sînt prezentate etapele de realizare a tehnologiei de obţinere a pistoanelor pentru motoare diesel de mare putere, procedeu cu contribuţii originale care fac obiectul unui brevet de invenţie. Problemele pe care le ridică deformarea plastică a aliajelor de aluminiu cu plasticitate scăzută, sînt rezolvate prin elaborarea unei scheme noi de forjare, o prematriţare şi extruziune inversă. Economiile de metal, consumul redus de energie şi calitatea superioară a produsului conferă tehnologiei o eficienţă economică ridicată.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 9 fig., 1 tab., 7 ref.

CONTENTS

DC : 621.91.07

Drimer, D., Gavrilaș, I., Dumitru, G.: **The shaping with microplasma.**

The rentability of this method depends on the optimization of working parameters. The experiences have been made on an installation efectuated by the author, which has been adapted on a lath of type SNA-400. There were evidenced the conditions which are necessary for determining the stability of the electric arc and the endurance conditions for fixing up the optimal cutting parameters.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 12, 4 fig.

DC : 621.946 : 621.375.9

Geogloman, Rodica, Buda, Ileana: **Contributions to introduce the laser processing in the fabrication technology of bull-block.**

There are presented the theoretical bases and the determination methodology of the principal perforation parameters with laser, of the bull-block thin wire semifinished products, between 0,5 mm — 0,01 mm, there also are presented some caracteristics of the romanian LASEROM-01 installation, on which there have been efectuated the operations with laser. There are mentioned the advantages of introducing the mass production in thin wire bull-block.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 12, 4 fig.

DC : 621.791 : 621.375.9

Diaconescu, G., Donțu, O.: **Some considerations regarding the operation of microwelding with laser.**

The purpose of the research was the adjustment of difficult measuring instruments, by microwelding with laser :

— the adjustment of the spring „hair thread" ;

— the adjustment of lamelar microcontacts from the equipment of active control (this solution has been generalized for other types of microcontacts). The experiences have been efectuated by an installation typ quant 9 ; there are some conclusions regarding the factors on which there depends the adjustments by microwelding with laser.

Construcția de mașini, 30 (1978), no. 12, 5 fig.

DC : 621.791 : 621.375.9

Drimer, D., Păușan, D.: **Microwelding with laser.**

Here, there are presented indications regarding the choosing of welding parameters and some experimental results at the microwelding with laser. The article underlines the necessity of application, after welding, of a durification by shock, for improving mechanical properties of the junction.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 12, 5 fig., 2 tab.

DC : 621.792.3 : 668.3

Drimer, D., Ștefănescu, Alexandrina, Dimitrescu, D.: **Adhesive sticking in the machine building.**

The study presents the theoretical bases of metal junction with adhesives. For choosing correct the necessary adhesive, it is important to know :

— the caracteristics of adhesives (tab. 1) ;

— the using possibilities of the metal junctions (tab. 2) ;

— the initial state of the junced surfaces (tab. 3).

The tab. 4 contains the main characteristics realized by some types of adhesives. There also are presented some calculations, as well as control possibilities of metal junction quality.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 12, 8 fig., 4 tab., 3 ref.

DC : 621.791.1 : 534.321.9

Savii, G., Drimer, D., Iclănzan, T., Csapo, G., Paulescu, G.: **Equipment and technology for ultrasonic welding of polyester foils.**

The work presents experimental results which have been obtained in the pressure process in the ultrasonic field of polyester foils, necesarry at the phase isolation of electric motors. The welding quality is determined by the absorbed energy quantity. Welding plase : frequence of ultrasonic oscilations, amplitude of oscillation of the tool be welded, duration of pressing impulse the form of the concentrator and of the tool, and dimensions and reflecting quality of the support. The experiences have been made in a laboratory with a transistorized „Tehnoson 101" generator having automatical control, or an electric generator with possibilities of frequence regulation.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 12, 12 fig., 3 ref.

DC : 621.793

Negulescu, V., Vlădescu, M., Udrescu, F.: **Nondestructive evaluation of protecting coat thickniss.**

This is the study about the control possibilities and the nondestructive measuring of protecting coating thickniss. There are presented some methods to be mentioned ; the thermodynamic effect, the method of using X and ß rays, the capacity method, the magnetical method and that by using Foucault current. The authors presents some of their instruments, the FERO 302 and NEFERO 303 coating thickness measuring instruments, on nonferomagnetic supports.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 12, 8 fig., 4 ref.

DC : 539.374 : 621—242 : 621.436

Bălțatu, M: **The modern plastic deformation of pistons for diesel engines of high capacity.**

There are presented the stages of piston technology for diesel engines of high capacity. This is an original contribution and the subject of a patent. The problems of plastic deformation of aluminium alloys, having law plasticity have been resolved by elaboration of a new forging scheme, a press forming and an inverse extrusion. The economy of metal, the reduced energy consumption and the superior quality of the product confers a high economic efficiency to the technology.

Construcția de mașini, 30 (1978), nr. 12, 9 fig., 1 tab., 7 ref.

SOMMAIRE

CD : 621.91.07

Drimer, D., Gavrilaş, I., Dumitru, G. : **Chariotage associé de microplasma.**

La rentabilité du procédé dépend de l'optimisation des paramètres du régime de travail. Les expériences ont été faites sur une installation (conçue par les auteurs) adaptée sur un tour SNA-400. On a mis en evidence les conditions nécessaires pour déterminer le domaine de stabilité de l'arc électrique et les conditions d'essai pour établir les paramétres optimum de taillage.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 12, 4 fig.

CD : 621.946 : 621.375.9

Geogloman, Rodica, Buda, Ileana : **Contributions à l'introduction du procédé d'usinage avec laser dans la technologie de fabrication des filières à tréfiler.**

L'article présente les bases théoriques et la méthodologie de détermination des paramètres principaux de perforation avec laser des semi-fabricats des filières à tréfiler des fils minces sous 0,50 mm, jusqu'à 0,01 mm, ainsi que certaines caractéristiques de l'outilage roumain LASEROM-01, sur lequel on a fait des usinages à laser. On met ainsi en évidence les avantages de l'introduction du procédé en fabrication de serie des filières à tréfiler des fils minces.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 12, 4 fig., 1 ref.

CD : 621.791 : 621.375.9

Diaconescu, G., Donţu, O. : **Certaines considérations concernant les opérations de microsoudage avec laser.**

Les recherches ont eu comme but l'assemblage — par microsoudage avec laser — de certains cas réels (difficile à résoudre par méthodes classiques) de la construction d'appareils de mesure, comme :

— l'assemblage de l'arc „comme un cheveu" ;

— l'assemblage de certains microcontacts lamellaires de la totalité d'appareils de contrôle active (solution qui a été généralisée pour d'autres types de microcontacts).

Les expériences, effectuées avec une installation type Quant 9, conduisent à certaines conclusions concernant les facteurs dont les assemblages par microsoudage avec laser dépendent.

Construcţia de maşini, 30 (1978), nr. 12, 5 fig.

CD : 621.791 : 621.375.9

Drimer, D., Păuşan, D. : **Le microsoudage avec laser.**

On y présente les indications concernant le choix des paramètres de soudage et certains résultats expérimentaux au microsoudage avec laser. L'article souligne la nécessité de l'application — après le soudage — d'un durcissement par choc en vue d'améliorer les propriétés mécaniques de l'assemblage.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 12, 5 fig., 2 tab.

CD : 621.792.3 : 668.3

Drimer, D., Ştefănescu, Alexandrina, Dimitrescu, D. : **Soudure aux adhésifs dans la construction mécanique.**

L'article présente les bases théoriques de l'assemblage des métaux avec des adhésifs. Pour choisir correctement l'adhésif le plus indiqué pour assemblage il est nécessaire de savoir :

— les caractéristiques des adhésifs (tab. 1) ;

— les conditions d'exploatation des assemblages (tab. 2) ;

— l'état intial des surfaces à assembler (tab. 3).

Le tableau no. 4 contient les principales caractéristiques des assemblages métalliques réalisés avec quelques types d'adhésifs. On y présente aussi les calculs de projection, ainsi que les possibilités de contrôle de la qualité des assemblages avec des adhésifs.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 12, 8 fig., 4 tab., 3 ref.

CD : 621.791.1 : 534.321.9

Savii, G., Drimer, D., Iclănzan, T., Csapo, G., Paulescu, G. : **Equipement et technologie pour le soudage ultra-sonique des feuilles de polyester.**

L'ouvrage présente les résultats expérimentaux obtenus au soudage sous pression en champ ultrasonique des feuilles de polyester, nécessaires au isolement de phase des moteurs électriques. La qualité du soudage est déterminée par les paramètres liés de la quantité d'énergie absorbée au lieu de soudage : la fréquence des oscillations ultra-soniques, l'amplitude d'oscillation du bout de l'outil à souder, la durée de l'impulsion de pression, la pression statique au lieu d'assemblage, le facteur de forme du concentrateur et de l'outil, les dimensions et les qualités de réflexion du support etc. Les expériences ont été faites sur une installation de laboratoire, en utilisant soit le générateur TEHNOSON 101, transistorisé, avec contrôle automatique de la fréquence, soit un générateur électronique prévu des tubes ayant une gamme large de réglage de la fréquence.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 12, 10 fig., 3 ref.

CD : 621.793

Negulescu, V., Vlădescu, M., Udrescu, F. : **L'évaluation nondestructive de l'épaisseur des couches de recouvrement.**

On y présente les méthodes : à l'effet thermoéléctrique, à rayons X et á rayons ß, capacitive, magnétique et à courants Foucault. Les auteurs présentent à la suite les appareils qu'ils ont réalisés (grossissemètre FERO 302 et grossissemètre NEFERO 303) utilisés pour les détérminations non destructives de l'épaisseur des recouvrements des bases férromagnétigues ou non férromagnétiques.

Construcţia de maşini, 30 (1978), no. 12, 8 fig., 4 ref.

CD : 539.374 : 621—242 : 621.436

Bălţatu, M : **La technologie moderne de déformation plastique des pistons pour les moteurs diesel de grand pouvoir.**

On y présente les étapes de la réalisation de la technologie d'obtenir les pistons pour les moteurs Diesel de grand pouvoir, procédé ayant des contributions originales qui font l'objet d'un brevet d'invention. Les problèmes relevés par la déformation plastique des alliages d'aluminium avec plasticité sont résolus par l'élaboration d'un schéma nouveau de forgement : un préétampage et une extrusion inverse. Les économies de métal, la consommation réduite d'énergie et la qualité supérieure du produit donnent à cette technologie une efficience économique élévée.

Construcţia de maşini, 30 1978, no. 12, 9 fig., 1 tab., 7 ref.

INHALTSVERZEICHNIS

DK : 621.91.07

Drimer, D., Gavrilaş, I., Dumitru, G.: **Das Schleifen mit Hilfe von Mikroplasma.**

Die Rentabilität des Verfahrens hängt von der Optimisierung der Arbeitsparameter ab. Die Versuche wurden auf einer von rumänischen Autoren entworfener Installation durchgeführt, welche einer Drehbank Typ SNA-400 angepasst wurde. Dabei wurden die Bedingungen zur Berechnung des Stabilitätbereichs des elektrischen Bogens hervorgehoben, sowie die Bedingungen, notwendig zu Bestimmung der optimalen Schleifparameter.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 4 Bild.

DK : 621.946 : 621.375.9

Geogloman, Rodica, Buda, Ileana: **Beiträge zur Einführung des Bearbeitungsverfahren mit Laser in die Fertigungstechnologie des Drahtzieheisens.**

Das Referat zeigt die theoretischen Grundlagen und die Bestimmungsmethodologie der wichigsten Bohrparameter mit Laser für Halberzeugnisse aus Dünndrahtzieheisen mit Durchmesser zwischen 0,50 mm und 0,01 mm ; ebenfalls werden einige Charakteristiken der rumänischen Einrichtung LASEROM-01, mit Laserbearbeitung, hervorgehoben. Somit werden einige Vorteile der Einführung des Serienfertigungsverfahren von Dünndrahtzieheisen betont.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 4 Bild.

DK : 621.791 : 621.375.9

Diaconescu, G., Donţu, O.: **Einige Betrachtungen betreffend das Mikroschweissen mit Laser.**

Die Untersuchungen verfolgten als Zweck die Zusammensetzung, durch Mikroschweissen mit Laser, einiger Messapparate die auf klassische Weise schwer erhaltbar sind:

— Zusammensetzung der Feder „Haargarn" ;

— Zusammensetzung einiger lamelaren. Mikrokontakte bei der überprüfung (diese Lösung wurde auch bei anderen Typen von Mikrokontakten angewendet). Die Experimente wurden auf einer Einrichtung Typ Quarz durchgeführt.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 5 Bild.

DK : 621.791 : 621.375.9

Drimer, D., Păuşan, D.: **Mikroschweissen mit Laser.**

Bieser Artikel betrifft die Wahl der Schweissparameter sowie auch einige experimentelle Ergebnisse bei der Mikroschweissung mit Laser. Er beschreibt die Notwendigkeit einer Schockhärtung nach dem Schweissen, um nachher eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften der Gefüge zu erreichen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 5 Bild., 2 Taf.

DK : 621.792.3 : 668.3

Drimer, D., Ştefănescu, Alexandrina, Dimitrescu, D.: **Das Kleben mit Haftmitteln im Maschinenbau.**

Die vorliegende Arbeit führt die theoretischen Grundlagen das Metallgefüges mit Haftmitteln, vor. Für die korrekte Wahl des treffenden Haftmittels ist es notwendig folgende Daten zu kennen :

— die Charakteristiken der Haftmittel (tab. 1) ;

— die Ausbeutungsbedingungen der Fügungen (tab. 2) ;

— der ursprüngliche Stand der Gefügeoberflächen (tab. 3).

Tabelle 4 enthält Hauptcharakteristiken der Metallgefüge welche mit Hilfe einiger Haftmittel erhalten worden sind. Ausserdem werden Projektierungskosten berechnet, sowie Kontrollemöglichkeiten bei Gefügen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 8 Bild., 4 Tab., 3 Lit.

DK : 621.791.1 : 534.321.9

Savii, G., Drimer, D., Iclănzan, T., Csapo, G., Paulescu, G.: **Ausrüstung und Technologie für Ultraschallschweissung von Polyesterfolien.**

Die Arbeit zeigt die experimentellen Resultate die auf Grund von Schweissen unter Druck im Ultraschallfeld erhalten worden sind, für Polystirenfolien; diese Ergebnisse sind notwendig für die Phasenisolierung der elektrischen Motoren. Die Qualität der Schweissung wird von der absorbierten Energiequantität der bestimmten Parameter bestimmt. Der Schweissort : die Frequenz der Ultraschalloszillationen, Oszillationsamplitude des zum Schweissen vorbereiteten Teils, Dauer des Druckimpulses, statischer Druck an dem Gefügeende, Faktor und Form des Abdampfkesseels und Dimension und Reflektierungsqualität der Stütze usw. Die Versuche wurden mit einer Laboreinrichtung durchgeführt wobei entweder ein transistorisierter TEHNOSON Generator mit automatischer Frequenzkontrolle verwendet wird, oder ein elektronischer Generator mit vielen Rohren und mit Frequenzregelung.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 10 Bild., 3 Lit.

DK : 621.793

Negulescu, V., Vlădescu, M., Udrescu, F.: **Die nichtdestruktive Einschätzung der Dicke der Bedeckungsschichten.**

Die Arbeit bezieht sich auf die Kontrolle und das nichtdestruktive Messen der Dicke der Bedeckungsschichten. Es werden vorgeführt : die Methode des thermoelektrischen Effektes, der X und ß Strahlungen, die Kapazitätsmethode, die magnetische Methode und die Methode durch den Foucault Strom. Die Autoren stellen die ven ihnen geschaffenen Apparate vor und zwar : den Stärkemesser Ferro 302 und den Stärkemesser Neferro 303, die bei der nichtdesttruktiven Messung der ferromagnetischen und nichtferromagnetischen Oberflächenbedeckung auf Ständern verwendet werden.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 8 Bild., 4 Lit.

DK : 529.374 : 621—242 : 621.436

Bălţatu, M.: **Moderne Technologie der zähen Verformung bei Hochleistungs-Dieselmotorkolben.**

Es werden Durchführungsetappen der Kolbenfabrikations-technologie für Dieselmotoren mit hoher Leistung erwähnt. Dieses sind originelle Beiträge welche patentiert wurden. Die Probleme der zähen Verformung von Alluminiumlegierungen mit niederer Plastizität werden gelöst durch den Entwurf einer neuen Schmiedeschemata, durch Vormatrizieren und durch umgekehrtes Strangpressen.

Die Metallersparnisse, der niedere Energieverbrauch, sowie die hohe Qualität des Erzeugnisses verleihen der angewendeten Technologie erhöhten wirtschaftlichen Nutzen.

Construcţia de maşini, 30 (1978), Nr. 12, 9 Bild., 1 Taf., 7 Lit.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 621.91.07

Дример, Д., Гаврилаш, И., Думитру, Г. : **Точение сопровождая микроплазмой.**

Рентабельность процесса зависит от оптимизаций параметров работного режима. Эксперименты делаются на одной установке (зачала авторами) приспособленная на станок SNA-400. Выделяются нужные условия для определения владения устойчивэсти электрической дуги, и условия для испытания с целью основанию оптимальных параметров резания.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12, 4 рис.

ДК : 621.946 : 621.375.9

Джеогломан, Родика, Буда, Илеана : **Вклады к введению процесса лазерной обработке в технологии переработки волочильных очок.**

Предлагаются теоретические основы и методология определения главных параметров перфорации с лазером полуфабрикатов волочильных очок для волочения тонкие проволоки от 0,50 мм до 0,01 мм, также и некоторые характеристики оборудования румынского изготовления LASEROM-01, над котором осуществляются лазерные обработки. Выделяются пользы введения в серийной производстве волочильных очок.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12, 4 рис.

ДК : 621.791 : 621.375.9

Диаконеску, Г., Донцу, О : **Некоторые соображения относящиеся к рабочим процессам микросварки лазером.**

Исследования наметили монтирование — с помощью микросварки лазером — реальных расположений (затрудительно разрешать классическими методами) из области измерительных приборов, так :

— монтирование арки „волосок" ;

— монтирование одных ламеллярных микроконтактов аппаратов активной проверки (решение обобщённое и для других типов микроконтактов).

Эксперименты совершаются оборудованием вида Quant 9, и позволяют добывать некоторые заключения относительные к факторам, вмешиваются к микросварке лазером.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12, 5 рис.

ДК : 621.791 : 621.375.9

Дример, Д., Пэушан, Д : **Микросварка с лазером.**

Излагаются указания относительно к отбору параметров сварки и некоторые результаты экспериментов у микросварки с лазером.

Подчёркиваются необходимости накладывания — после сварки — одного твердения при ударе, для улучшения механических собственности спращивания.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12., 5 рис., 2 таб.

ДК : 621.792.3 : 668.3

Дример, Д., Штефэнеску, Александрина, Димитреску, Д : **Пайка с адгезивами в машиностроение.**

Представляются теоретические фундаменты сплачивания металлами с адгезивами. Для отбора разумная найлучшего адгезива для сплачивания, надо изучать :

— характеристики адгезивов (таб. 1) ;

— условия разработки сплачивания (таб. 2) ;

— начальные состояния поверхностей для сплачивания (таб. 3).

Таблица 4 содержает основные характеристики металлических сплачивании, с помощью некоторых видов адгезивов.

Излагаются расчёты проектирования, также возможности контроля качества пайки с адгезивами.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12., 8 рис., 4 таб., 3 лит.

ДК : 621.791.1 : 534.321.9

Савий, Г., Дример, Д., Иклэнзан, Т., Чапо, Г., Паулеску, Г. : **Оборудование и техноголия для сверхзвуковой сварки листов многоефира.**

Представляются опытные результаты получённые к сварке давлением в ультразвуковом поле листов многоефира, для изоляций фаз электрических двигателей.

Качество сварки определяется параметрами, соединёнными количества энергий, погружённой на месте сварки : частота сверхзвуковых колебаний, амплитуда колебаний головки „инструмента" сварки, длительность импульса давления, статическое давление на месте спращивания, коэффициент формы концентратора и инструмента, размеры и качества отражения опоры, и.т.д.

Эксперименты реализируются на лабораторной установке, используя генератор TEHNOSON 101, транзисторный, с автоматическим контролью частоты, или электронный генератор с трубками с обширной гаммой регулировки частоты.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12., 10 рис., 3 лит.

ДК : 621.793

Негулеску, В., Влэдеску, М., Удреску, Ф : **Недиструктивная оценка ширины покровов покрытия.**

Представляются : метод с помощью термоэлектрического еффекта, методы по изучениям X и ß, ёмкостный метод, магнитный метод и метод токов Фуко — излагаются реализированные оборудования : толщинометер FERO 302 и толщинометер NEFERO 303 — используемые у недиструктивных замеров ширины покрытия, на ферромагнитном опоре или неферомагнитном опоре.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12, 8 рис., 4 лит.

ДК : 539.374 : 621-242 : 621.436

Бэлцату, М. : **Современная технология пластической деформаций поршеней для дизельных двигателей большой мощности.**

Представляются порноды осуществления технологий получения поршеней для дизельных фвигателей большой мощности, способ с самобытными обложениями, которые записываются в одном патенте изобретения, Вопросы поднятые пластической деформаций алюминиевых сплавов с сокращенной пластичность разрешаются путём разработки одной новой схемы ковки, предштамповка и обратное ударное выдавливание сбережений металла, уменьшённый расход энергий, и ворхное качество продукта сообщает технологии большую экономическую эффективность.

Constructia de maşini, 30 (1978),
н. 12, 8 рис., 1 таб., 7 лит.

CZ : 621.91.07

Strunjirea asistată de microplasmă

Prof. dr. ing. Dolphi **DRIMER**, prof. dr. ing. Ionel **GAVRILAŞ**,
asist. ing. Gabriel **DUMITRU** — Institutul Politehnic Bucureşti

Generalităţi

Aşchierea metalelor cu preîncălzire cu arc de plasmă nu mai este o noutate pe plan tehnic. Problema care se pune este aceea de a se stabili parametrii regimului de lucru de aşa manieră încît procedeul să devină rentabil din toate punctele de vedere. S-au imaginat multe metode de preîncălzire a metalului în vederea creşterii aşchiabilităţii, dar nici una nu s-a putut impune la nivelul arcului de plasmă, datorită faptului că acesta din urmă prezintă particularităţi net avantajoase :

— concentrarea unei mari cantităţi de energie în spaţii strict limitate ;
— posibilitatea controlului asupra temperaturii zonei aşchiate.

Trebuie subliniat faptul că procedeul, în faza actuală de cercetare, este rentabil numai pentru aşchierea oţelurilor aliate şi înalt aliate şi a unor aliaje dure.

Experimentările s-au făcut pe o instalaţie concepută în Institutul Politehnic Bucureşti, din elemente fabricate în România. Schema de principiu a instalaţiei este dată în figura 1. Sursa de curent, RSP 160 (90), sursa pentru arcul-pilot, AP-10 şi pupitrul de comandă, PC 2, sînt elemente componente ale instalaţiei, fabricate la Întreprinderea „Electronica" din Bucureşti. Generatorul de microplasmă MG 100 şi montajul instalaţiei de microplasmă se execută la Întreprinderea „Electrotimiş" din Timişoara. Toate aceste elemente componente au fost adaptate pe un strung normal SNA-400. Generatorul de microplasmă se montează — printr-un dispozitiv — pe căruciorul strungului, în aşa fel încît punctul de amorsare al arcului de plasmă să se afle în faţa sculei la o distanţă de cel mult 100 mm.

Determinarea domeniului de stabilitate a arcului electric

Unele dintre fenomenele nedorite care pot să apară în timpul arderii arcului electric sînt formarea arcului secundar şi arderea instabilă a arcului. Pentru determinarea domeniului de stabilire a arcului de plasmă, s-au făcut experimentări în următoarele condiţii :

— gaz plasmagen : argon ;
— diametrul duzei : d = 3 mm ;
— înălţimea de poziţionare a duzei faţă de suprafaţa piesei $h_d = 6$ mm ;
— înălţimea de poziţionare a electrodului faţă de suprafaţa piesei $h_d = 9$ mm ;
— debite de gaz plasmagen în jurul valorii $Q = 17$ l/min.

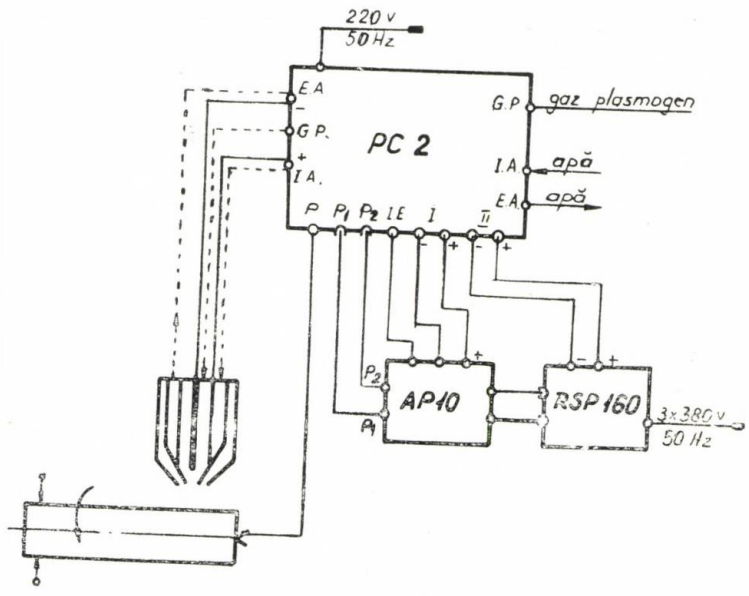


Fig. 1

În figura 2 se observă că există trei domenii de funcționare a arcului de plasmă: arderea instabilă, arderea stabilă și turnarea arcului secundar. Cauzele apariției arcului secundar sînt cunoscute și pot fi evitate.

Apariția domeniului de instabilitate a arcului electric se poate explica prin inerția de deplasare a petei anodice pe suprafața piesei. Pata anodică este antrenată de piesă, care se

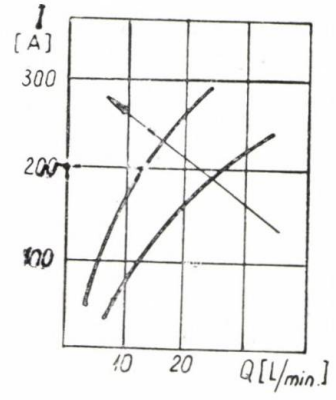


Fig. 2

află în mișcare la viteze relativ mari, distanța catod-pată anodică crește pînă la o limită cînd valorile curentului nu mai sînt suficiente pentru întreținerea arcului și acesta se stinge. Urmează, imediat, reamorsarea arcului de plasmă pe direcția distanței minime. De aici, rezultă o mișcare de pendulare a arcului electric, nedorită, deoarece duce la modificarea permanentă a regimului termic. Deci, valorile curentului sînt impuse de viteza de așchiere și din punctul de vedere al stabilității arcului electric, nu numai al regimului termic.

Determinarea parametrilor regimului de așchiere

Deoarece se lucrează cu oțeluri aliate și aliaje dure, o problemă care se ridică este aceea a zonei de influență termică. Pentru ca așchierea să se facă rentabil este necesar ca temperatura așchiei să ajungă la 900—1.000°C, temperatură la care proprietățile mecanice ale materialului scad simțitor. Dar se impune ca întreaga cantitate de căldură să rămînă în așchie și să nu treacă în piesă.

De aici, rezultă ca zona de influență termică să fie mai mică decît adîncimea de așchiere. Determinările experimentale s-au făcut pe un *oțel 34 MoCN 15* STAS 791—66. Condițiile de încercare au fost:

— avansurile au avut valori în jurul a $s = 0{,}45$ mm/rot;
— vitezele de așchiere s-au situat în jurul valorii de $v = 75$ m/min.

Experimentările s-au făcut fără îndepărtarea așchiei, ceea ce (se consideră) a dus la îngreunarea regimului, deoarece o parte din căldura care ar fi rămas numai în așchie a avut posibilitatea să treacă în piesă. Prin variația parametrilor arcului de plasmă s-au obținut diferite regimuri termice. S-a observat că pentru regimul de încălzire cel mai intens, zona de influență termică nu depășește 1,5—2 mm, ceea ce este mult sub valoarea adîncimii de așchiere. In schimb, se constată o scădere pronunțată a forței de așchiere (vezi graficul din fig. 3).

De asemenea (fig. 4), apare o creștere pronunțată a durabilității sculelor, față de procedeul fără preîncălzire. Dacă notăm cu

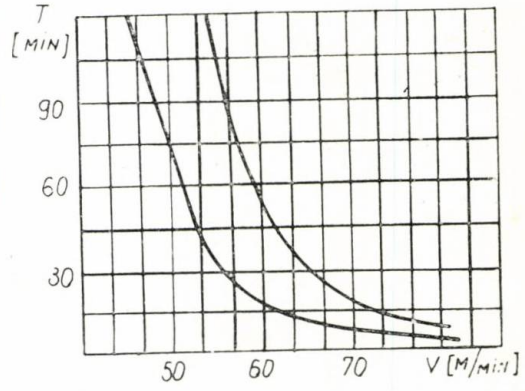


Fig. 3

T_p, durabilitatea sculelor la așchierea cu preîncălzire și cu T_n, durabilitatea la așchiere fără preîncălzire, se observă că raportul

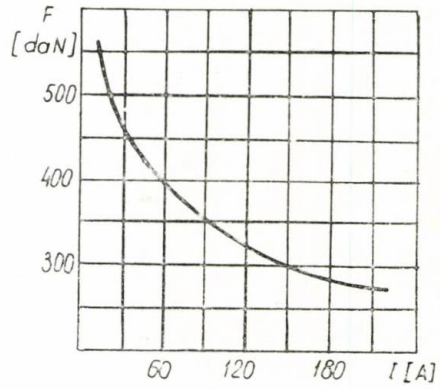


Fig. 4

$r = T_p / T_n$ crește rapid cu valoarea vitezei de așchiere, ajungînd (la unele materiale) la valori infinite din cauza incapacității sculelor de a le prelucra la temperatura nominală.

Din determinările efectuate, **rezultă că strunjirea cu preîncălzire cu plasmă a fontelor și oțelurilor greu prelucrate, prezintă interes prin creșterea indicilor tehnico-economici, mai cu seamă prin faptul că are loc o creștere a productivității cu un consum redus de scule.**

CZ : 621.946 : 621.375.9

Contribuții la introducerea procedeului de prelucrare cu laser în tehnologia de fabricație a filierelor de trefilat

Ing. Rodica **GEOGLOMAN** — I.C.P.T.C.M. — București
Ing. Ileana **BUDA** — I.S. Cîmpia Turzii

În fabricația filierelor de trefilat și în special a celor de dimensiuni mici (sub 0,5 mm), operația de perforare a pastilelor din carburi, diamante, sau alte materiale extradure, este o operație dificil de realizat și durează ore întregi, prin utilizarea procedeelor clasice. Prin prezenta lucrare, s-a urmărit experimentarea și aplicarea unui procedeu de înaltă productivitate cu acoperirea domeniului de dimensiuni sub 0,5 mm și anume perforarea pastilelor cu un fascicul laser concentrat.

Este cunoscut faptul că laserul, datorită proprietăților sale, poate fi focalizat în suprafețe de lumină de dimensiuni foarte mici (de ordinul micronilor) și densități de energie foarte mare (peste $10^6 w/cm^2$). După cum se

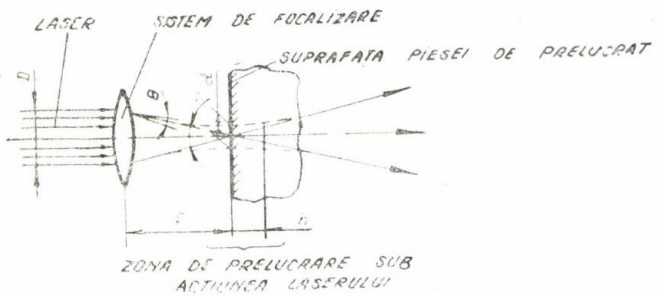


Fig. 1 Focalizarea unui fascicul laser pe suprafața unei piese de prelucrat.

observă din figura 1, folosind un sistem de focalizare cu distanța focală f, fasciculul laser de diametru D, va fi deviat cu un unghi α care prezintă o nedeterminare în mărimi λ (dată de principiul lui Rayligh) astfel :

$$\theta \cong 1{,}22 \frac{\lambda}{D} \qquad (1)$$

unde λ = lungimea de undă a laserului.

În planul focal, dimensiunea suprafeței focalizate d, va fi :

$$d = f \cdot \theta \cong 1{,}22 \cdot \lambda \frac{f}{D} \qquad (2)$$

Reiese că dimensiunea suprafeței focalizate, care de fapt este zona de interacțiune a laserului cu suprafața piesei de prelucrat, este cu atît mai mică cu cît lungimea de undă a radiației este mai mică. Din acest punct de vedere, laserul cu mediu activ solid prezintă avantaje mai mari.

Trebuie luat în considerare faptul că, în cazul în care distanța focală este prea mult redusă, apar pe de o parte dificultățile create de aberațiile de sfericitate ale sistemului optic de focalizare a laserului, iar pe de altă parte se micșorează adîncimea cîmpului de radiație focalizată, respectiv adîncimea de perforare. Această mărime, notată în figura 1 cu h, reprezintă de fapt distanța de la planul focal pînă la planul în care diametrul fasciculului rămîne aproximativ constant :

$$h = \frac{d}{2 \operatorname{tg} \alpha} \cong 1{,}22 \lambda \frac{f^2}{D^2} \qquad (3)$$

Adîncimea de pătrundere trebuie să fie suficient de mare, deoarece poziționarea piesei nu se poate face întotdeauna exact în focar. Din relația (3) se observă că adîncimea crește proporțional cu diametrul focalizat d, însă la diametre mici scade densitatea fluxului de energie :

$$F = \frac{4E}{\pi \cdot d^2 \cdot \tau}, \qquad (4)$$

unde :

E = energia laserului ;
τ = durata de timp în care s-a emis energia E ;
d = diametrul suprafeței focalizate, respectiv diametrul perforării.

Deci, pentru asigurarea unui proces de prelucrare optim, distanța focală trebuie astfel determinată încît să asigure un compromis între o adîncime de pătrundere a cîmpului de radiație focalizată cît mai mare și un diametru al suprafeței focalizată cît mai mic.

Pe lîngă aceste aspecte, s-a avut în vedere faptul că în timpul concentrării fasciculului pe suprafața piesei de prelucrat, o parte din radiație este absorbită de material prin efect fotoelectric interior și în acest caz se

produce o creștere a temperaturii în cîmpul radiației de ordinul a 10.000°C, iar o altă parte a radiației este reflectată, deci se pierde din energie.

În această situație, pentru realizarea operației de perforare, respectiv pentru asigurarea fenomenului de topire totală cu volatilizare a materialului de prelevat, este necesar ca densitatea fluxului de energie să fie superioară valorii la care suprafața materialului atinge temperatura de fierbere.

Uzual, temperatura de vaporizare a materialelor pentru densități de flux de ordinul 10^5 W/cm^2 este atinsă în mai puțin de 10^{-6} s. De aici, rezultă că asigurîndu-se laserului densități ale fluxului de energie (F) ce depășesc 10^5 w/cm^2 în impulsuri de durate (τ) sub 1 ms, operația de perforare are loc în condiții bune.

Filierele din gr. I, de dimensiuni sub 0,5mm, existente în fabricația întreprinderii Industria Sîrmei — Cîmpia Turzii, au forma prezentată în figura 2.

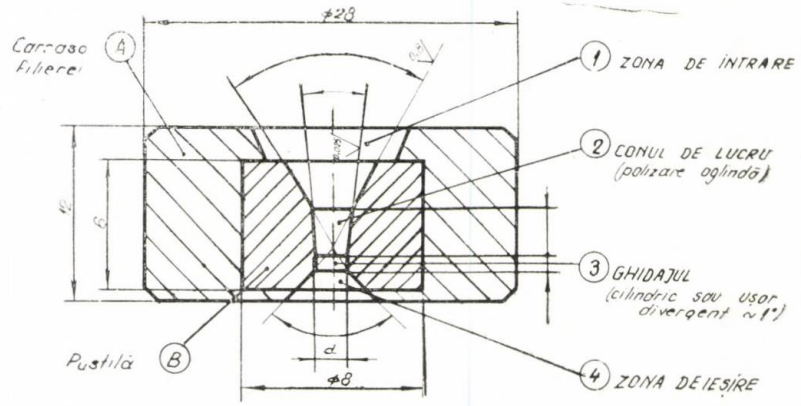


Fig. 2 Forma și dimensiunile unei filiere gr. I.

Pentru stabilirea formei optime de semifabricat pe baza considerentelor prezentate mai sus, s-au făcut încercări pe trei tipuri de probe din carbură de wolfram (fig. 3), de unde au rezultat ca cele mai bune probele de tip „a". Pastilele din diamante naturale selectate au fost prelucrate cu două suprafețe plan paralele și „o fereastră", (suprafața perpendiculară pe celelalte două). Prelucrarea cu laser pe diamante s-a efectuat după stabilirea zonei optime de lucru pe suprafața cristalului.

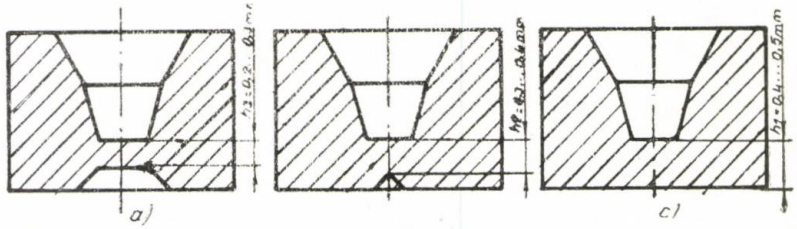


Fig. 3 Probe din semifabricat cu diferite adîncimi de prelucrare.

Încercările de perforare cu laser s-au efectuat pe instalația laser românească model *LASEROM-01* realizată prin colaborarea specialiștilor în domeniul laserelor a Institutului de Fizică Atomică și a specialiștilor din cadrul ICPTCM. Principalele caracteristici ale instalației *LASEROM-01* sînt :

Elementul activ	:	sticlă dopată cu neodim (∅ 12 x 150 mm) ;
Lungimea de undă emisă	:	$\lambda = 1{,}06$ μm ;
Energia maximă utilă a fasciculului laser	:	10 J ;
Durata impulsului laser	:	350 ... 170 μs ;
Tensiunea pe condensatori (continuu reglabilă)	:	0,8 ... 3 KV ;
Numărul de impulsuri	:	
— în regim continuu (manual)	:	oricîte impulsuri ;
— în regim cu stop program-mat (automat)	:	1 ... 9 impulsuri și infinit ;
Perioada de repetiție a impulsurilor (continuu reglabilă)	:	2 ... 180 s ;
Dimensiunile mesei de lucru	:	160 x 160 mm ;

Cursa mesei :

— longitudinală	:	80 mm ;
— transversală	:	50 mm ;
— verticală	:	100 mm ;

Sistemul optic de vizare prin ocular și obiectiv : 14 X ; 35 X ;

Sistemul de răcire	:	în circuit închis de apă distilată răcită cu apă curentă (4l/min, 1,5 m. col. H_2O).

Semifabricatele, pastilele din carbură și respectiv diamantele încasate într-o montură specială s-au fixat într-un dispozitiv plasat pe masa de lucru a instalației, centrarea lor efectuîndu-se prin microscopul instalației cu

matizării operațiilor de încărcare, poziționare și descărcare a pastilei, putînd ajunge la 100 perforări/oră.

Pentru evitarea fisurării pastilelor din diamant, regimurile de prelucrare utilizate au avut energii mai reduse, sub 1 J și un număr mare de impulsuri (peste 200 imp.).

Pentru obținerea calității și formei prescrise a filierei, operația de perforare cu laser se completează cu operația de calibrare cu

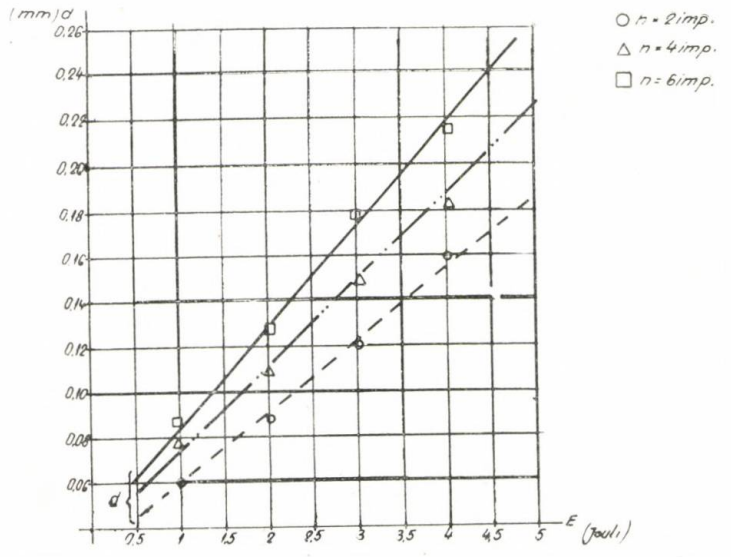


Fig. 4 Variația diametrului perforat în funcție de energia laserului (E) și numărul de impulsuri (n) pentru adîncimea de perforare $h \cong 0{,}5$ mm.

respectarea condițiilor de perpendicularitate a razei laser incidentă pe suprafața pastilei.

Regimurile de prelucrare utilizate, respectiv parametrii optimi de lucru (energia laserului E și durata impulsului τ), s-au determinat inițial teoretic pe baza considerentelor mai sus prezentate, urmărindu-se realizarea de perforări mici, sub 0,20 mm pînă la 0,010 mm pe adîncimi de 0,2 ... 0,5 mm.

Pentru pastilele din carbură, după cum se vede în figura 4, dimensiunea principală a perforării, diametrul d este determinat de variația energiei laser (0,5 ... 5 J). Numărul de impulsuri (2 ... 6) influențează mai puțin valoarea dimensională și mai mult calitatea suprafeței prelucrate. Astfel, la un număr de impulsuri mai mare (4 ... 6), cu o energie mai mică, calitatea rezultată este mai bună.

Productivitatea prelucrării pastilelor din carbură, este foarte ridicată, în condițiile ultrasunete și superfinisare clasică cu prafuri abrazive de granulații mici.

Filierele astfel realizate încercate în liniile de trefilat sîrme de cupru din cadrul I.S. Cîmpia Turzii și I.C.M.E. — București, au dat rezultate bune.

Concluzii

În concluzie, subliniem faptul că multiplele experimentări tehnologice privind utlizarea procedeului de prelucrare cu laser în fabricația de filiere de trefilat sîrme subțiri au stabilit posibilitățile de mărire a gamei tipodimensionale de filiere de dimensiuni mici precum și productivități foarte mari ale procedeului, neîntîlnite la prelucrările convenționale.

Rezultă că acest procedeu, din punct de vedere tehnico-economic, este deosebit de avantajos și că introducerea pe scară din ce în ce mai largă, a acestei tehnologii în industrie constituie o modalitate importantă pentru diversificarea produselor, reducerea cheltuielilor de fabricație, ridicarea calității produselor și reducerea importurilor.

CZ : 621.791 : 621.375.9

Unele considerații privind operațiile de microsudură cu laser

Prof. dr. ing. Gheorghe **DIACONESCU**, ing. Octavian **DONȚU** — Institutul Politehnic București

În actualul stadiu al tehnicii, unele procedee necondiționale cum ar fi prelucrarea cu laser sau cu fascicul de electroni se pretează cel mai bine la lucrări din dimeniul prelucrărilor miniaturizate respectiv din mecanica fină și microelectronică.

Plecînd de la avantajele binecunoscute ale prelucrărilor cu laser ce permit prelucrarea unor materiale dure și foarte dure, bune sau rele conducătoare de curent electric, materiale cu puncte de fuziune mult diferite și cu modificări minime structurale ale zonei supuse radiației laser, cercetările noastre au avut ca scop prelucrarea (cu ajutorul microsudării cu laser) a unor cazuri reale, cu dificultate mai mare de rezolvare prin mijloace clasice de prelucrare utilizate în construcția de aparatură de măsurat cum ar fi :

— asamblarea arcului „fir de păr" ;
— asamblarea unor microcontacte lamelare pentru aparate de control activ (problemă pe care am încercat să o generalizăm și pentru alte tipuri de microcontacte).

Plecînd de la unele recomandări ale literaturii de specialitate consultate și limitați de posibilitățile instalației utilizate (Quant 9) am folosit tensiuni de descărcare pe condensatori între 1600—2000 V și durate ale impulsurilor laser de 1,5 ÷ 4 milisecunde în condițiile unei frecvențe de repetare a impulsurilor de 5—6 secunde.

Problemele de rezolvat s-au încadrat în posibilitățile tehnologice ale instalației utilizate, însă limitarea tensiunii de descărcare a condensatorilor la 2000 V nu a permis experimentări și pentru valori mai mari ale acesteia neexistînd posibilitatea evidențierii unor rezultate și mai bune. Experințele efectuate, deși nu au fost foarte numeroase, permit să se tragă unele concluzii cu privire la factorii de care depind asamblările prin microsudare cu laser.

Astfel, există o dependență strînsă între numărul optim de impulsuri laser repetate în același punct, valoarea tensiunii de descărcare, natura și grosimea materialului sudat și rezistența la tracțiune a asamblării.

Numărul optim de impulsuri repetate în același punct, în condițiile unei tensiuni de descărcare de 1600—1800 V și grosimi de 0,05—0,2 mm pentru materialul aflat direct sub acțiunea radiației laser, a rezultat că este între 2—3 impulsuri. La un număr mai mare de impulsuri repetate, apare un crater pronunțat mergînd pînă la străpungerea materialelor (fig. 1).

Studiind rezistența la rupere a asamblărilor sudate realizate în condiții favorabile, o considerăm mulțumitoare avînd în vedere

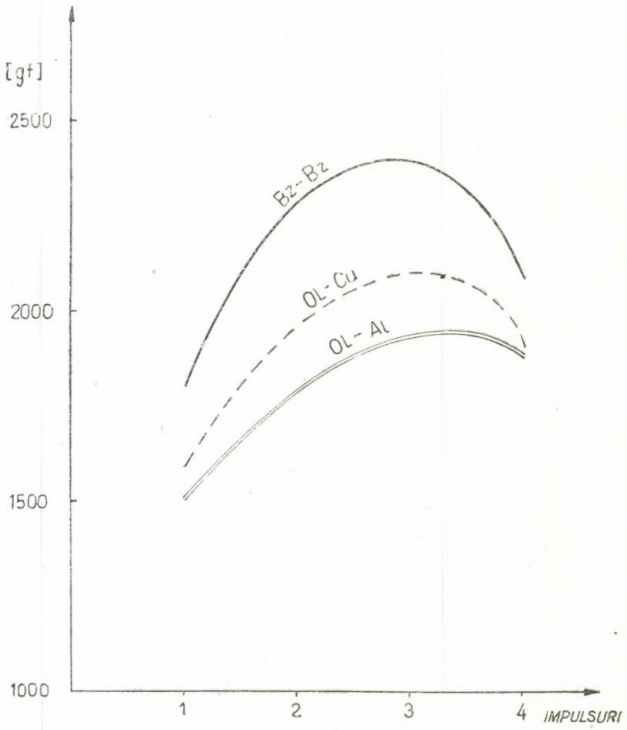


Fig. 1

condițiile reale din exploatare ale cazurilor discutate, unde solicitările la tracțiune sînt de ordinul a cel mult 20—50 gf, față de minimum 80 gf obținute la probele cele mai dezavantajoase.

În privința solicitărilor la încovoiere, în secțiunea transversală asamblarea sudată s-a comportat foarte bine în cazurile în care au fost practicate 4—9 puncte de sudură așezate în serie și paralel (fig. 2).

Din punct de vedere al solicitării de răsucire a zonei sudate în plan perpendicular pe direcția de acțiune a fasciculului laser, s-a obținut cea mai slabă comportare, pentru cazul în care s-a practicat un singur punct de sudură, sau un șir cu 2—3 puncte.

Atunci cînd sînt cel puţin 4 puncte de sudură dispuse în serie şi paralel pentru grosimi ale materialelor pînă la 0,2 mm s-a ajuns la deformarea materialelor sudate în afara zonei

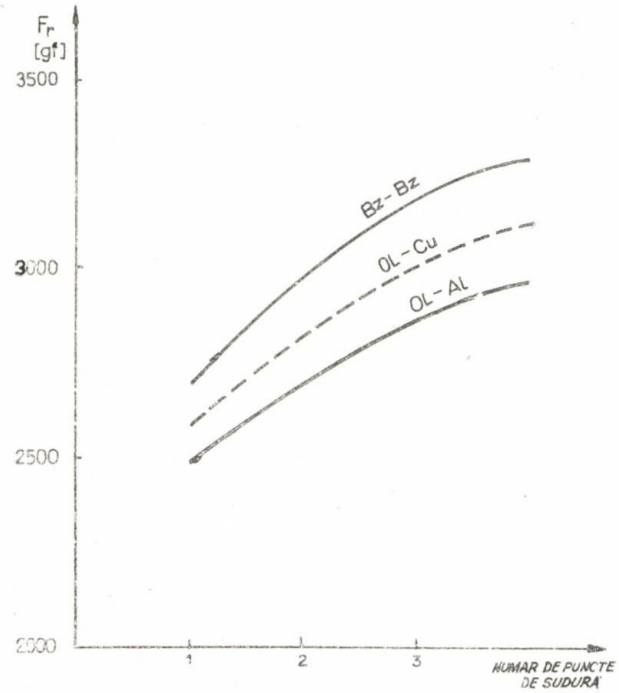


Fig. 2

de suprapunere a celor două microbenzi, fără distrugerea asamblării, ceea ce dovedeşte posibilitatea rezolvării problemei şi din acest punct de vedere.

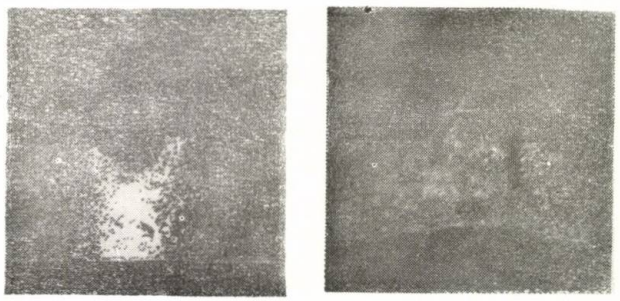
Analizînd rezultatele obţinute, se constată că o creştere a numărului punctelor de sudură nu duce la o creştere direct proporţională a forţei de distrugere prin tracţiune a asamblării, mai ales cînd creşterea numărului de puncte se face pe seama dispunerii acestora în serie. Explicaţia trebuie căutată în acest caz în faptul că nu toate punctele de sudură sînt solicitate simultan.

Din determinările efectuate a reieşit că valoarea rezistenţei la rupere este de circa 0,5—1,7 kgf/mm^2, valoare mult acoperitoare pentru solicitările specifice produselor de mecanică fină de tipul celor specificate anterior.

Se evidenţiază recomandarea să se practice minim 2—4 puncte de sudură la un pas de 1—1,5 mm, acestea evident funcţie de particularităţile fiecărui tip de asamblare.

Pentru studierea din punct de vedere metalografic a microzonei influenţate termic de către radiaţia laser am recurs la investigaţii cu ajutorul microsondei electronice, analiza microstructurală fiind efectuată asupra celor trei zone distincte de sudură pentru mai multe microbenzi asamblate. Studiul secţiunilor de sudură la microsonda electronică a permis, pe lîngă observarea imaginii structurale, şi stabilirea precisă a compoziţiei zonei punctului de sudură.

De exemplu (fig. 3), imaginile cu raze X pentru elementele de bază ale celor două materiale Al şi Fe dovedesc formarea „conului"

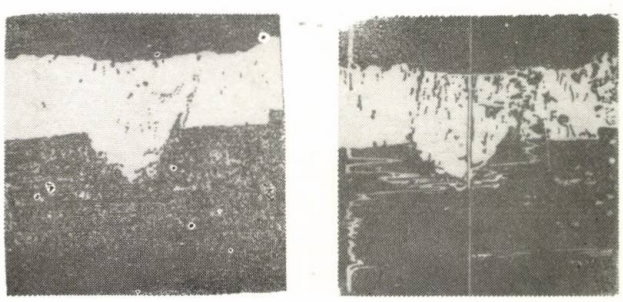


a *b*

Fig. 3

de sudură prin difuzia reciprocă a Fe în banda de Al şi a Al-lui dislocat în banda de oţel. Se obsearvă conturul uniform al „conului" de sudură, zona de întrepătrundere a celor două elemente fiind omogenă, dovedind că în acest caz îmbinarea nedemontabilă a celor două materiale s-a realizat corespunzător.

Imaginile de compoziţie (fig. 4) efectuate pentru aceeaşi zonă de sudură cu suprapunerea liniilor radiaţiilor X caracteristice pentru Fe şi Al indică maximul de Fe în banda de oţel şi micşorarea treptată în zona corespunzătoare bazei conului de sudură şi reciproc maximul de Al în banda de Al, cu scăderea



a *b*

Fig. 4

treptată pînă la zero în aceeaşi porţiune şi în sens invers, acest lucru confirmînd realizarea unei difuzii omogene în zona sudurii.

Examinarea microscopică (optică şi la microsonda electronică) a mai multor probe a permis şi evidenţierea unor defecte de sudură, a unor zone imperfect sudate sau a unor modificări structurale, nefavorabile în zonele sudate.

În figura 5 este redată imaginea de compoziție la microsonda electronică a unei zone de sudură efectuată pe eșantioane de oțel și Cu în care se observă formarea unui crater în

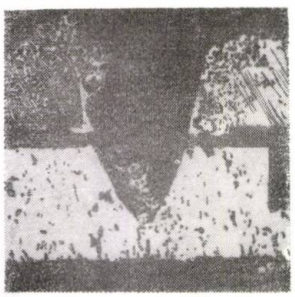


Fig. 5

ambele materiale, însoțită de expulzarea atomilor de Fe și Cu (s-a observat prezența unor fragmente de Cu pe laturile benzii de oțel).

Putem trage **concluzia** că performanțele ce se pot obține la sudura cu laser depind de o serie de factori, dintre care cu o pondere mai mare intervin :

— performanțele instalației, deci — implicit— parametrii fasciculului laser (puterea, focalizarea, lungimea de undă, perioada de repetiție și durata impulsurilor) ;

— proprietățile materialelor de sudat (reflectivitatea, conductivitatea termică, grosimea punctul de topire, starea suprafețelor) ;

— modul de așezare a pieselor ce se sudează ;

— numărul punctelor de sudură și numărul de impulsuri aplicate în același punct.

Datorită avantajelor mari pe care le prezintă sudura cu laser în unele domenii ale mecanicii fine și microelectronicii și prin perfecționarea instalațiilor și a proceselor tehnologice, cu siguranță că se vor deschide noi posibilități la parametrii superior de utilizare a acestui procedeu.

CZ : 621.791 : 621.375.9

Microsudarea cu laser

Prof. dr. ing. Dolphi **DRIMER**, asist. ing. Doru **PĂUȘAN** — Institutul Politehnic București

Calitățile deosebite ale fasciculului laser au făcut ca acesta să-și găsească aplicabilitatea în numeroase domenii ale științei și tehnicii. Folosirea laserului la microsudare are la bază calitățile fundamentale ale fascicolului laser și anume : o foarte mare densitate de putere realizată în focar, paralelismul, monocromaticitatea și coerența fasciculului. Lungimea de undă cu care lucrează un laser depinde de mediul activ folosit în care are loc producerea efectului laser și variază de la 0,3 la 10,6 μm. În figura 1 este prezentată schema unui laser cu mediu activ solid, pe care s-au efectuat experimentări privind microsudarea cu laser.

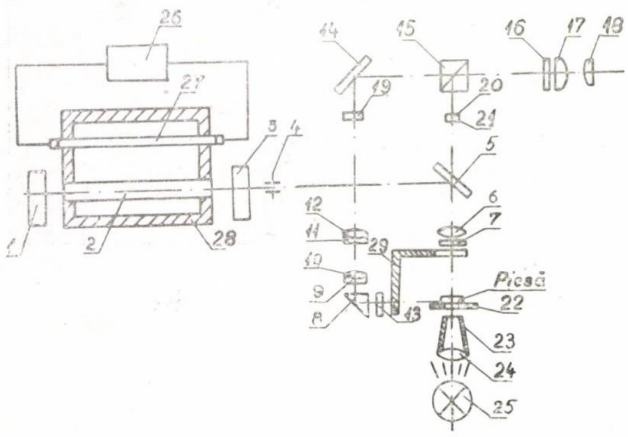


Fig. 1

1,3 — oglinzi rezonator ; 2 — mediu activ ; 4 — diafragmă ; 5 — oglindă interferență ; 6 — obiectiv ; 7 — protecție obiectiv ; 8 — prismă rabatabilă ; 9, 10 — obiectiv ; 11. 12 — obiectiv ; 13 — sticlă de protecție ; 14 — oglindă ; 15 — prismă de dispersie a luminii ; 16 — reticul ; 17, 18 — ocular ; 19 — componența negativă ; 20, 21 — lentile acromatice ; 22 — masă ; 23 — cilindru tubular ; 24 — lentilă condensator ; 25 — lampă iluminat ; 26 — sursă de excitație ; 27 — lampă de excitație ; 28 — cavitate.

Densitățile mari de energie realizate în focar fac ca orice material cunoscut inclusiv materiale ca diamant, rubin, aliaje dure, materiale ceramice etc., să poată fi topite și/sau vaporizate cu 18000°K. În tabelul 1 sînt date comparativ densitățile de putere realizate de diferite surse. Energia a fost măsurată în focarul unei lenile cu o distanță focală de 25 mm.

Tabelul 1

Sursa de energie	Soare	Flacără oxiacetilenică	Arc electric	Fascicol de electroni	Laser He-Ne	Laser cu mediu solid
Densitatea de putere, W/cm^2	$5\cdot10^2$	$5\cdot10^4$	10^6	$5\cdot10^8$	$5\cdot10^4$	10^{16}

Densitatea de putere în focar se calculează cu relația :

$$F=\frac{4\cdot E}{\pi\cdot S^2\cdot\tau}\ [W/cm^2] \qquad (1)$$

unde : E este energia fascicolului laser la ieşire în J, S este diametrul spotului focal în cm, iar τ este durata pulsaţiei în secunde.

Determinînd cantitatea de căldură introdusă în zona în care acţionează, densitatea de putere este un parametru de bază al microsudurii cu laser.

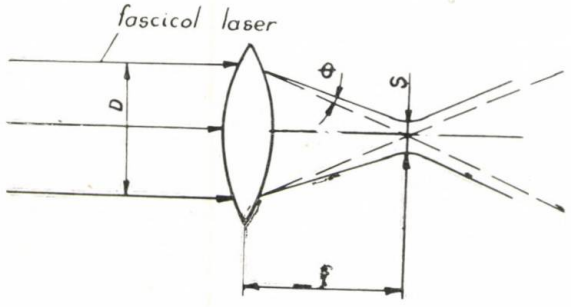


Fig. 2

La un fascicol laser diametrul spotului focal S este aproximat de relaţia (fig. 2) :

$$S = f \cdot \theta \qquad (2)$$

unde f este distanţa focală a lentilei, iar θ divergenţa fascicolului. Deci :

$$F = \frac{4 \cdot E}{\pi \cdot f^2 \cdot \theta^2 \cdot \tau} \qquad (3)$$

Din relaţie se vede că alegerea mărimii focarului f şi menţinerea unghiului de divergenţă θ la valori mici prezintă mare importanţă la obţinerea unei anumite densităţi de putere.

Valoarea minimă a divergenţei este :

$$\theta_{min} = \frac{1{,}22 \cdot \lambda}{D} \qquad (4)$$

unde λ este lungimea de undă a fascicolului iar D diametrul său.

Deoarece la laserele cu neodim $\lambda = 1{,}06$ µm iar la laserele cu CO_2—N_2—He, $\lambda = 10{,}6$ µm rezultă explicaţia unor densităţi de putere mai mari realizate de laserele cu neodim (vezi şi tab. 1).

Trebuie subliniat fapul că numai o parte din energia E dezvoltată de laser este folosită pentru sudare (E_S), deoarece apar şi pierderi pe de o parte datorită transmiterii de căldură în material prin conductibilitate termică (E_C) şi reflexiei fascicolului de suprafaţa pieselor (E_R) iar pe de altă parte prin vaporizarea unei anumite cantităţi din materialul pieselor de sudat (E_V) :

$$E = E_S + E_C + E_R + E_V \qquad (5)$$

Pierderile prin vaporizare trebuiesc menţinute la sudare la valori cît mai mici pe cînd la găurire E_V trebuie să constituie o parte considerabilă a energiei totale E. În tabelul 2 este prezentat nivelul de energie necesar pentru topirea sau vaporizarea materialelor.

Tabelul 2

Nivelul de energie necesar pentru topirea sau vaporizarea materialelor KJ/cm³

	Metal	Polimeri
Topire	2,5 — 12,5	—
Vaporizare	30 — 80	2 — 4

Cele mai multe metale reflectă o mare parte a fascicolului laser ; de aceea pentru cele mai multe procese de sudare sînt necesare lasere de mare putere. Totuşi suprafeţele celor mai multe metale reflectă lumina numai într-o scurtă perioadă de la începutul acţiunii impulsului laser, apoi reflexia scade. Se presupune că acest lucru se datoreşte unei „blocări" a luminii de către vaporii de material.

Reflexia fascicolului laser de suprafaţa materialelor creşte cu lungimea de undă ; deci va fi necesară o energie mai mare la un laser cu lungime de undă mare decît la un laser cu lungime de undă mai mică.

Dacă un fascicol laser de mică putere acţionează asupra unui metal cu suprafaţa lustruită, topirea nu are loc datorită reflexiei. Pentru a produce topirea şi/sau vaporizarea materialului trebuie mărită energia impulsului. Creşterea prea mare a energiei face dificil controlul procesului de sudare. O posibilitate de înlăturare a acestui inconvenient este de a scade energia fascicolului după o scurtă întrerupere a impulsului. La începutul operaţiei de sudare este deci necesară o densitate de putere mare care să producă topirea rapidă a materialului, apoi trebuie furnizată numai atîta energie cîtă se pierde : $E_C + E_R + E_V$.

O altă soluţie care dă bune rezultate este aceea de a acoperi sau transforma suprafeţele pieselor astfel încît să devină absorbante. De exemplu la sudarea unor foi de cupru se poate reduce reflexia fascicolului de la 95% la mai puţin de 2% prin oxidarea suprafeţei.

Adîncimea pe care se face topirea este influenţată de o serie de proprietăţi ale materialului cum ar fi conductibilitatea termică şi absorbţia de energie la o lungime de undă dată a fascicolului laser. Astfel la sudarea cu un laser cu $\lambda = 1{,}06$ µm a unor piese de 1 mm grosime este necesară o putere a fascicolului de 500 W pentru oţel, de 1200 W pentru aluminiu şi circa 6000 W pentru cupru.

La sudarea cu laserul fascicolul trebuie astfel dirijat încît să permită atingerea temperaturii de topire în același timp de ambele piese de sudat. Aceasta se impune mai ales în cazul sudării unor piese din materiale diferite sau a unor piese din același material dar cu grosimi diferite.

În timpul sudării suprafețele pieselor nu se fixează în focar așa cum se face de obicei la găurire sau tăiere. În acest mod fascicolul acționează asupra unei suprafețe mai mari sau mai mici, deci densitatea de energie se poate varia prin deplasarea suprafețelor pieselor în raport cu focarul fascicolului.

Durata impulsului fascicolului laser τ constituie un alt parametru deosebit de important la sudare. Pentru un anumit material și o anumită grosime este optim un anumit

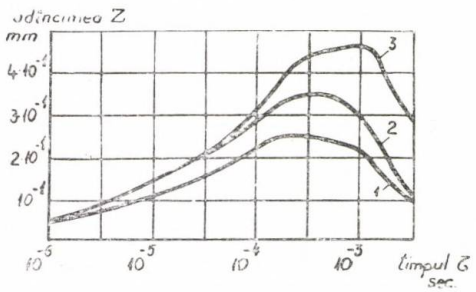


Fig. 3. 1 — wolfram ; 2 — cupru : 3 — aluminiu :

interval al duratei impulsului în care este posibilă executarea asamblării prin sudare fără a se produce vaporizarea materialului pieselor.

Domeniul duratei optime a impulsului pentru diferite materiale nu este același. Astfel pentru cupru $10^{-4} < \tau < 5 \cdot 10^{-4}$ secunde, pentru aluminiu $5 \cdot 10^{-4} < \tau < 2 \cdot 10^{-3}$ secunde, iar pentru oțel $5 \cdot 10^{-3} < \tau < 8 \cdot 10^{-3}$ secunde.

Durata impulsului influențează adîncimea pe care se face topirea materialului (Z) în timpul sudării. În figura 3 este prezentată dependența adîncimii maxime de topire (Z) funcție de durata impulsului la o energie constantă E = 1,5 J.

În figura 4 sînt prezenți parametrii operaționali folosiți la prelucrarea cu laserul cu impulsuri. Sînt puse în evidență densitățile de putere F, duratele impulsurilor τ și energiile de prelucrări.

După sudarea cu laserul se remarcă o scădere a limitei de elasticitate σ_e a materialelor pieselor, deci la o variație nedorită de cele mai multe ori a unor proprietăți mecanice în piesele sudate. Acest efect poate fi redus în foarte mare măsură prin aplicarea după sudare a unei durificări prin șoc tot cu fascicol laser. Parametrii procesului de durificare prin șoc se pot stabili din figura 4. Efectul durificării prin șoc folosind un fascicol laser asupra limitei de elasticitate a unor aliaje de aluminiu este arătat în figura 5.

În timpul sudării cu laser, energia fasciculului este localizată pe o porțiune foarte mică și un timp foarte scurt ceea ce face ca transmiterea de căldură în profunzimea piesei să fie neglijabilă. Zona totală influențată termic este de circa 3. S. Această zonă de influență limitată prezintă mare importanță pentru numeroase aplicații, ca de exemplu la sudarea semiconductorilor sau a altor elemente termosensibile.

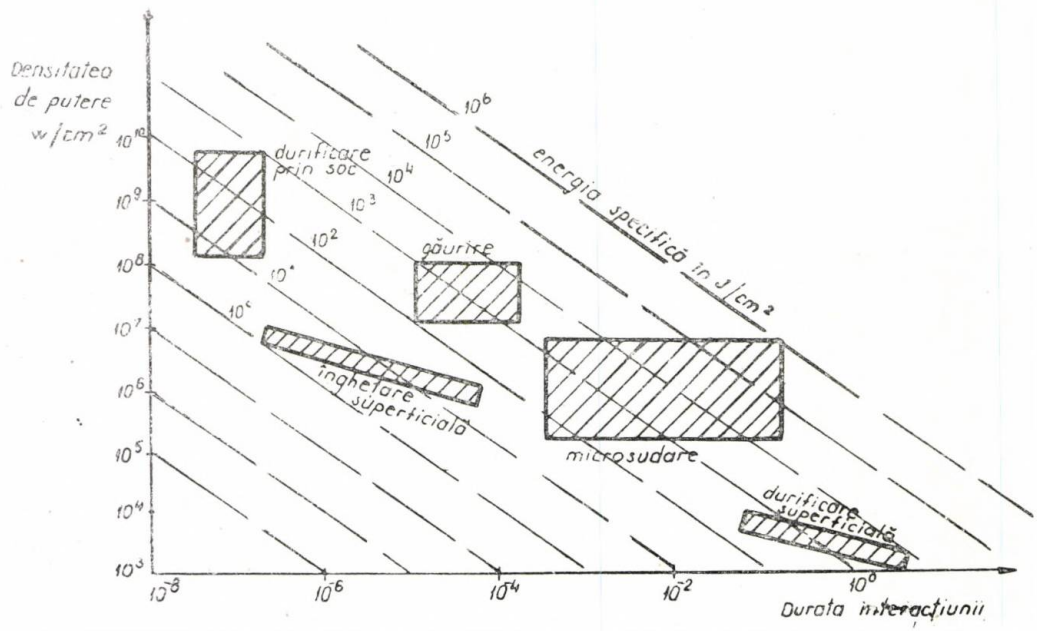


Fig. 4. Parametrii operaționali la tehnologii cu laser.

Poziționarea pieselor la sudare trebuie să asigure un contact strîns astfel încît între ele să nu existe aer. Acest lucru face ca, în special la sudarea pieselor mici sau a unor elemente elastice să fie necesare dispozitive de prindere, de multe ori destul de complicate și pretențioase.

Toleranțele mici realizate pentru un număr mare de piese executate datorită faptului că nu are loc uzura sculei sau a unor mijloace auxiliare, constituie unul din marile avantaje ale sudării cu laserul. Pot fi evidențiate și alte avantaje, cum ar fi : obținerea de zone influențate termic foarte înguste ; lipsa unui contact mecanic în zona de sudare ; posibilitatea de a se suda între ele practic orice materiale metalice ; dimensiuni mici ale punctelor de sudură ; posibilitatea de execuție a sudurilor în locuri greu accesibile ; posibilitatea de sudare în mediu protector de gaze, în vid, de exemplu în cazul materialelor cu reactivitate ridicată, etc.

Dezavantajele principale ale sudării cu laser sînt legate în mod deosebit de costul ridicat al instalației și de unele dificultăți ce apar la poziționarea pieselor în vederea sudării.

Ținînd seamă de cele arătate mai sus se poate afirma că sudarea cu laserul și-a găsit și își găsește din ce în ce mai mult cîmp de aplicabilitate în special în mecanica fină și în electronică.

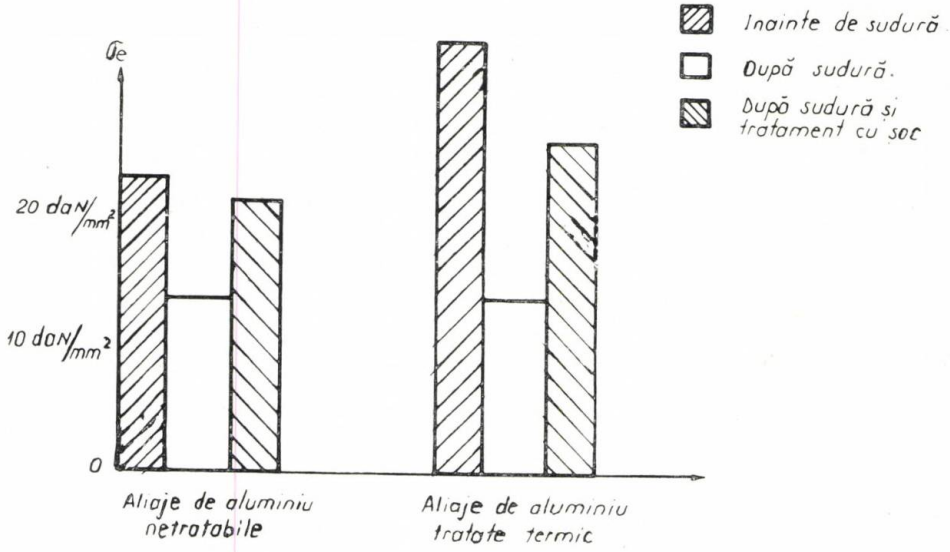


Fig. 5

CZ : 621.792.3 : 668.3

Lipirea cu adevizi în construcția de mașini

Prof. dr. ing. Dolphi **DRIMER**, asist. ing. Alexandrina **ȘTEFĂNESCU**,
asist. ing. Dan **DIMITRESCU** — Institutul Politehnic București

Lipirea cu adezivi se bazează pe adeziunea dintre un lichid și un solid, fenomen care se manifestă la nivel molecular. Eenergia specifică de adeziune dintre un lichid și un solid, W_{sl}, se determină cu relația lui Dupré :

$$W_{sl} = \sigma_{sg} + \sigma_{lg} - \sigma_{sl}, \text{ unde :} \qquad (1)$$

σ_{sg} — tensiune superficială solid-gaz ;

σ_{lg} — tensiune superficială lichid-gaz ;

σ_{sl} — tensiune superficială solid-lichid.

θ este unghiul format de tangenta în punctul A la urma suprafeței lichidului cu urma peretelui solid și se numește unghi de contact.

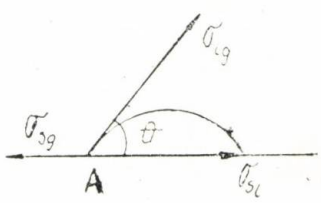


Fig. 1

Ecuația de echilibru a forțelor care acționează în punctul A este :

$$\sigma_{sg} = \sigma_{lg} \cdot \cos\theta + \sigma_{sl}\,; \quad \cos\theta = \frac{\sigma_{sg} - \sigma_{sl}}{\sigma_{lg}} \qquad (2)$$

Dacă $\theta = O$, adezivul udă complet suportul ; dacă $\theta > O$, adezivul udă parțial suportul.

Pentru ca între adeziv și suport să fie un contact intim, în scopul realizării distanțelor mici între molecule (aproximativ 4A), trebuie ca adezivul să fie un lichid cu vîscozitate mică și care udă suprafața suportului. Capacitatea de umectare este definită cu ajutorul acestui unghi de contact, care se formează între cele trei medii.

Un factor care influențează adeziunea este starea suprafeței. Din această cauză pregătirea suprafețelor în vederea lipirii cu adezivi este o condiție care se impune. In cadrul pregătirii suprafețelor, decaparea necesită o atenție deosebită.

S-a constatat că rezistența la exfoliere a îmbinării depinde de soluția utilizată la decapare. Decaparea în acid sulfuric fierbinte (60°C ; 300 g/l ; 1,30 min.) duce la obținerea unei rezistențe la exfoliere scăzute, de circa 0,07 daN/mm, în cazul în care lipirea s-a făcut cu formalidehidă fenolic-vinilică într-un adeziv de tip Redux-775. Decaparea în acid sulfuric fierbinte în aceleași condiții ca mai sus, la care se adaugă 20 g/l acid cromic, duce la obținerea unei rezistențe la exfoliere mai mari, de circa 0,78 daN/mm, folosind același adeziv și aceleași condiții de îmbinare. În urma acestor constatări s-a ajuns la concluzia că unul dintre cei mai importanți factori care influențează rezistența îmbinării cu adezivi este modul cum se face pregătirea preliminară a suprafețelor.

Metode de alegere a adezivilor

În industria constructoare de mașini, cei mai utilizați adezivi pentru metale sînt pe bază de fenoplaste modificate cu elastomeri sau poliacetali vinilici, rășini epoxidice și poliuretani. Rășinile epoxidice denumite și rășini etoxilinice sînt polieteri liniari rezultați din reacția unor substanțe care conțin grupe epoxidice (de exemplu $\begin{matrix} HC{-}CH_2 \\ \diagdown O \diagup \end{matrix}$) cu polifenoli. Sub acțiunea unor agenți de întărire, trec în polimeri cu structură tridimensională.

Numărul mare de materiale sintetice cu însușiri adezive face dificilă alegerea celui mai potrivit adeziv pentru o îmbinare. În lipsa unui adeziv universal, pentru o alegere corectă este necesar să se cunoască :

— caracteristicile adezivilor ;
— condițiile de exploatare a îmbinării ;
— starea inițială a suprafețelor de îmbinat

În **tabelul 1** sînt prezentate cîteva caracteristici ale adezivilor utilizați pentru îmbinările metalice.

În **tabelul 2** sînt prezentate cerințele de bază care se impun unei îmbinări și tipurile de adezivi cel mai frecvent utilizați pentru îmbinări metalice care corespund acestor cerințe.

În **tabelul 3** sînt prezentate cîteva rețete pentru pregătirea suprafețelor în funcție de natura materialelor care se îmbină.

Pentru determinarea caracteristicilor îmbinărilor metalice cu adezivi s-au făcut diverse încercări cu epruvete de forma :

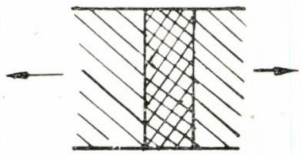


Fig. 2

— epruvetă pentru determinarea rezistenței la tracțiune (fig. 2) ;

Fig. 3

— epruvetă pentru determinarea rezistenței la forfecare (fig. 3) ;

Fig. 4

— epruvetă pentru determinarea rezistenței la jupuire (fig. 4) ;

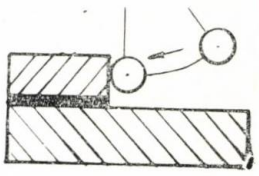


Fig. 5

— epruvetă pentru determinarea rezistenței la șoc (fig. 5).

Valorile obținute în urma acestor încercări pentru cîteva tipuri de adezivi sînt date în **tabelul 4.**

S-a constatat că stratul de adeziv se comportă la diverse solicitări, diferit față de ma-

Tabelul 1

Adezivi pe bază de	Tipul de adeziv	Dizolvanți	Cum se face lipirea	Temp. de utilizare
Poliacrilați	emulsie sau soluție în dizolvanți	cetonă, esteri volatili, hidrocarburi aromatice, tetraclorură de carbon.	reacție chimică la rece sau vulcanizare	20—100°C
Esteri polivinilici	„	alcooli, apă, cetonă, esteri volatili, hidrocarburi aromatice. alcooli, esteri volatili, hidrocarburi aromatice	reacție chimică la rece sau evaporarea dizolvantului sau a apei.	20—60°C
Acetali polivinilici	soluție în dizolvanți sau adeziv structural	alcooli, esteri volatili hidrocarburi aromatice	reacție chimică la rece evaporarea dizolvantului sau a apei, reacție chimică la cald.	> 150°C
PVC	soluție în dizolvanți	cetonă, esteri volatili, tetraclorură de carbon, hidrocarburi aromatice	reacție chimică la rece evaporarea dizolvantului sau a apei.	20—100°C
Policlorură de viniliden	emulsie	cetonă, esteri ai acizilor grași.	reacție chimică la cald, evaporarea dizolvantului sau a apei	20—100°C
Copolimeri de clorură de vinil	soluție în dizolvanți	cetonă, esteri ai acizilor grași	evaporarea dizolvantului sau a apei, reacție chimică la rece	30—80°C
PVC clorurat	adeziv de contact soluție în dizolvanți	hidrocarburi clorurate, hidrocarburi aromatice, esteri volatili.	„	20—40°C
Fenolice	adeziv structural, soluție în dizolvanți	alcooli, cetonă, apă	evaporarea dizolvantului sau a apei, reacție la temperatură înaltă.	> 150°C
Epoxi	soluție în dizolvanți, topitură adezivă	hidrocarburi aromatice, tetraclorură de carbon, esteri volatili.	reacție chimică la rece, reacție la temperatură înaltă	> 150°C
Poliuretani	soluție în dizolvanți, adezivi structural	cetonă, esteri volatili hidrocarburi alifatice	evaporarea dizolvantului sau a apei, reacție la temperatură înaltă.	> 150°C
Policloropren	soluție în dizolvanți	apă, hidrocarburi clorurate benzină, esteri volatili, tetraclorură de carbon.	evaporarea dizolvantului în apă vulcanizare, reacție chimică la rece.	60—90°C
Izocianați modificați	soluție în dizolvanți, adeziv structural	esteri volatili hidrocarburi clorurate.	reacție chimică la rece, reacție chimică la cald	> 200°C

Tabelul 2

Cerința de bază / Adezivi pe bază de	Rezistență mecanică mare	Rezistență mecanică mare și elasticitate	Rezistență la temperatură >200°C	Rezistența la agenți chimici	Conductibilitate electrică și termică
Fenolice	×	×	×		cu pudră de argint și cupru.
Poliuretani		×			„
Rășini epoxidice	×			×	„
Esteri polivinilici	×				„
Rășini epoxidice modificate.		×	×	×	„
Poliamide			×		„

Tabelul 3

Material	Metode de pregătire preliminară a suprafeței	Compoziția băii		Metoda de tratare		Temp. apei de spălare °C
		Componenți	Conținut în părți	Min.	Temp. gr. °C	
Oțel	Degresare cu solvenți	Fosft trisodic Triton ×—200 Apă	6,0 3,0 90,4	15	65±5	rece
Aliaje de titan	„	Bicromat de sodiu Acid sulfuric	35 ml 1000 ml	15	50±5	rece
Aliaje de aluminiu	„	Bicromat de sodiu Aicid sulfuric Apă	1,0 8,5 90,5	15	65±5	80°
Aliaje de cupru	Degresare cu solvenți	Clorură ferică Acid azotic Apă	15 30 195	1—2	20	rece

terialele îmbinate. În figura 6 s-a reprezentat diagrama tensiune tangențială — alunecare pentru cîteva tipuri de adezivi, unde :
O — limita de proporționalitate ;
δ — limita de rupere.

Proiectarea îmbinărilor cu adezivi

Pentru fiecare îmbinare se poate calcula grosimea optimă a stratului de adeziv. O formulă de calcul, obținută prin cercetări experimentale pentru grosimea stratului de adeziv este :

$$h = \frac{Q}{\gamma \cdot b \cdot l}, \text{ unde :} \qquad (3)$$

h — grosimea stratului de adeziv ;
Q — cantitatea de adeziv întinsă pe suprafață ;
γ — greutatea specifică a adezivului ;
b și l lățimea și respectiv lungimea suprafeței de lipit.

$$h' = \frac{\dfrac{Q}{\gamma \cdot b \cdot l} - h_1 - h_2}{\sqrt{1 + \dfrac{4pto^2}{3\tau\gamma^2\delta^2 t^4}}}, \text{ unde :} \qquad (4)$$

h_1, h_2 — rugozitățile celor două suprafețe ;
p — presiunea de lipire ;
t — timpul de presare ;
τ — vîscozitatea dinamică a adezivului.

Tabelul 4

Proprietăți fizice / Tipul adezivului	Rezistența la rupere prin tracțiune σ_r daN/mm²	Rezistența la rupere prin forfecare τ_f daN/mm²	Modulul de elasticitate E daN/mm²	Modulul de elasticitate G daN/mm²
Rășină epoxidică (Araldit 136)	5,0	5,3	305	110
Rășină epoxidică (Metallon)	7,0	6,0	422	152
Rășină fenolică, rășină vinilică (Redux 775)	7,1	6,0	325	117
Rășină poliamidică cu rășini epoxidice (VA 125-GH 331)	5,9	4,3	250	90
Polimer mixt (Agomet E)	3,9	4,7	255	92
Rășină epoxidică (Metallonk)	4,2	4,8	207	72

Formula (4) a fost determinată în funcție de rugozitatea suprafețelor, cantitatea de a-

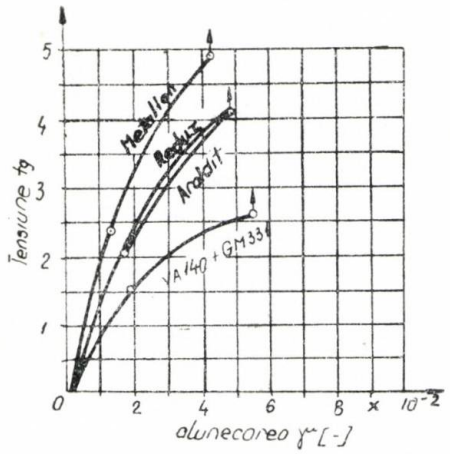


Fig. 6

deziv folosită, presiunea specifică de lipire, timpul de presare și vîscozitatea adezivului.

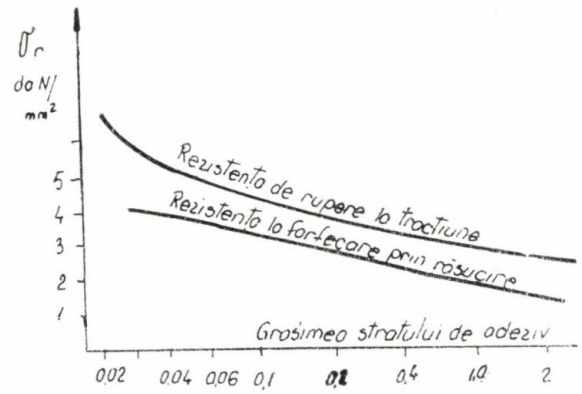


Fig. 7

În general s-a observat că o grosime a stratului de adeziv de 0,2 mm realizează o rezistență maximă. La o grosime mai mare rezistența descrește lent. În figura 7 s-a reprezentat diagrama de variație a rezistenței la tracțiune și la forfecare prin răsucire în funcție de grosimea stratului de adeziv pentru o îmbinare tubulară cap la cap a două epruvete din Al Mg Si cu Araldit 103/951 la temperatura de 130°C timp de 35 minute.

În figura 8 s-a reprezentat diagrama de variație a modulului de elasticitate în funcție de

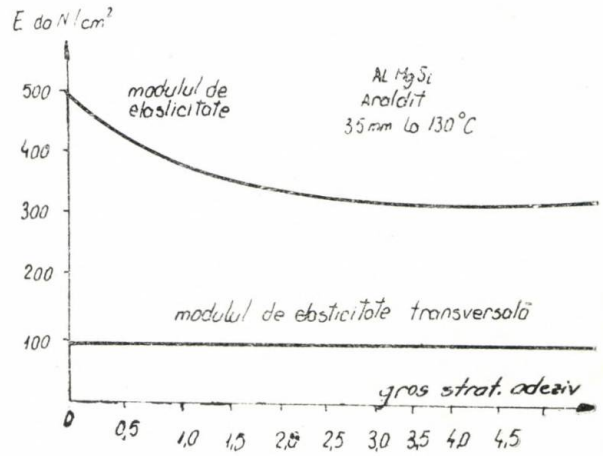


Fig. 8

grosimea stratului de adeziv pentru o îmbinare a două piese din Al Mg Si cu Araldit la temperatura de 130°C, timp de 35 minute.

Controlul calității îmbinărilor cu adezivi

Defectele care apar la îmbinările cu adezivi și care pot periclita calitatea îmbinării sînt :

— aderență insuficientă ;
— strat de adeziv poros ;
— zone nelipite ;
— fisuri în strat de adeziv.

Aceste defecte apar datorită nerespectării regimului tehnologic optim și a condițiilor de îmbinare precum și datorită utilizării unor adezivi și unor metale de îmbinat incompatibile. Metodele nedistructive utilizate pentru identificarea defectelor în îmbinările cu adezivi sînt : controlul ultrasonic, holografic, cu jet de neutroni.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Prospecte CIBA, Anglia,
[2] * * * Prospecte 3M, R.F.G.
[3] *Kittel* : Fizica corpului solid. Ed. Tehnică, 1973.

CZ : 621.791.1 : 534.321.9

Echipament și tehnologie pentru sudarea ultrasonică a foliilor de poliester

Ing. Gheorghe **SAVII**, prof. dr. ing. Dolphi **DRIMER**, ing. T. **ICLĂNZAN**,
ing. Gheorghe **PAULESCU** — Institutul Politehnic București
Ing. Gheorghe **CSAPO** — Institutul Politehnic Timișoara

Sudabilitatea maselor plastice cu vibrații ultrasonice este determinată de capacitatea acestora de a transmite energia de oscilație la suprafețele de îmbinat. Drept criteriu de sudabilitate se ia atît modulul de elasticitate, cît și factorul de amortizare a amplitudinilor oscialțiilor în material. Masele plastice dure cu caracteristici și compoziție apropiate se sudează mult mai bine decît cele moi [1], [2].

Calitatea îmbinării sudate este determinată de parametrii legați de cantitatea de energie absorbită la locul de sudare, considerați parametrii principali : frecvența oscilațiilor ultrasonice, amplitudinea de oscilație a capătului „sculei" de sudat, durata impulsului apăsării, presiunea statică la locul de îmbinare ; iar ca parametrii auxiliari : factorul de formă al concentratorului și sculei, dimensiunile și calitățile de reflexie ale reazemului, etc. Domeniul optim al frecvențelor s-a stabilit experimental $f = 20 \ldots 25$ kHz. [1]. Pentru un sistem oscilator ultrasonic, compus din transductori, concentrator și sculă care funcționează în regim de rezonanță, frecvența reprezintă un element fix. Amplitudinea de oscilație a suprafeței frontale a sculei la o frecvență dată, determină nivelul energiei de radiație transmisă pieselor de îmbinat. În esență, amplitudinea determină zona deformată a punctului sudat, încălzirea locală, îndepărtarea peliculelor de murdărie și în final calitatea îmbinării sudate.

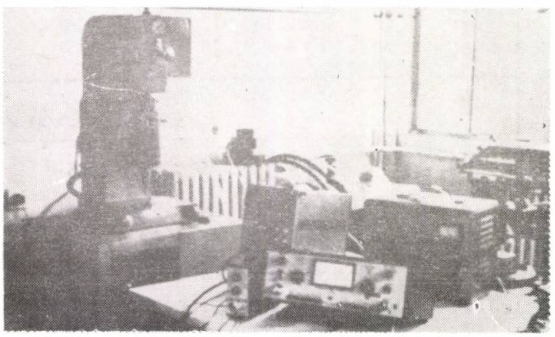


Fig. 1

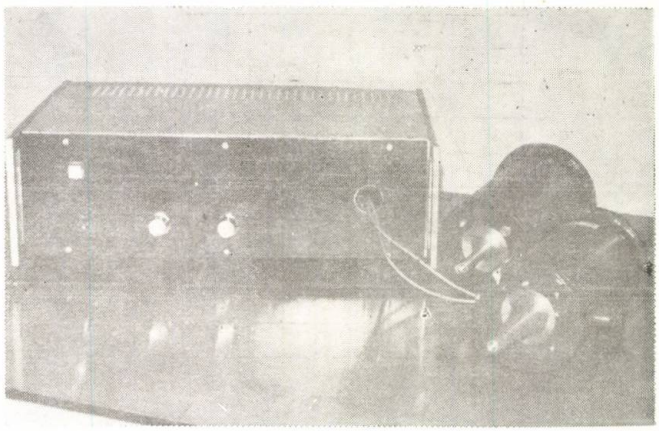


Fig. 2

Pentru determinarea parametrilor tehnologici optimi, s-au sudat fîșii din polistiren pe o instalație experimentală de laborator (fig. 1), utilizînd generatorul TEHNOSON 101 (fig. 2) realizat de Institutul Politehnic București, catedra Tehnologia Materialelor ($P = 125$ Watt, $f = 20—25$ kHz., tranzistorizat, cu control automat al frecvenței), sau generatorul electronic pe bază de tuburi cu gamă largă de reglare a frecvenței ($f = 19 — 107$ kHz, $P = 1.500$ VA) realizat cu circa 8 ani în urmă la facultatea de Mecanică Timișoara. S-au utilizat transductori magnetostrictivi pe bază de ferită și din tole de nichel. Concentra-

torii ultrasonici de formă conică și cilindrică în trepte au la capătul de ieșire alezaj filetat pentru înșurubarea sculelor.

Sudarea s-a efectuat în puncte de formă circulară cu $\varnothing = 1 \ldots 3$ mm și pătrată cu latura $1 \ldots 4$ mm. Forța statică de presare s-a aplicat printr-un dinamometru și pîrghie de

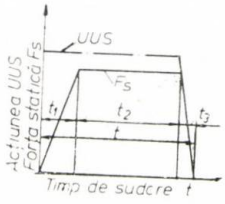


Fig. 3

amplificare, conform ciclului din figura 3. Pentru fiecare regim de lucru s-au sudat cîte 10 probe, care au fost supuse la rupere. Calitatea îmbinării sudate s-a determinat prin forța F_f de forfecare a punctului sudat, respectiv prin efortul unitar tangențial de forfecare τ_f.

În figurile următoare se prezintă doar o parte a rezultatelor obținute.

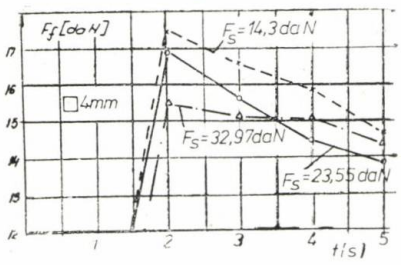


Fig. 4

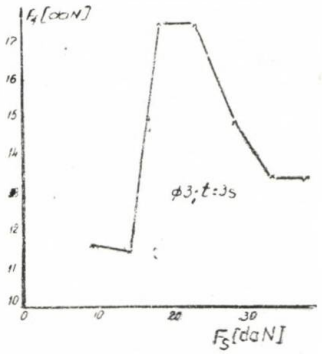


Fig. 5

Din analiza funcțiilor $F_f = f(F_s)$ (fig. 4,5) respectiv $\tau_f = f(F_s)$ (fig. 7), F_s fiind forța statică de apăsare, se observă că există o tendință de formare a unui maxim, adică există o anumită valoare a forței statice numită valoare optimă $F_{s\ opt.}$, pentru care rezistența la forfecare a punctului de sudat are valoare maximă $\tau_{f\ max}$ (fig. 7).

Cu ajutorul presiunii statice, respectiv al forței statice de apăsare, între sculă și piesele de îmbinat se formează contactul acustic

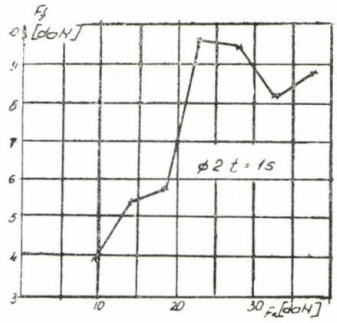


Fig. 6

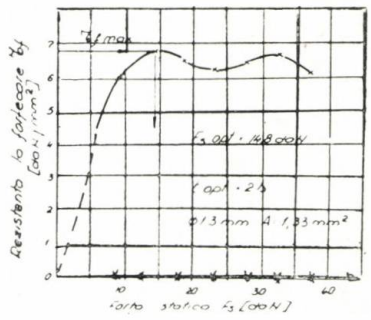


Fig. 7

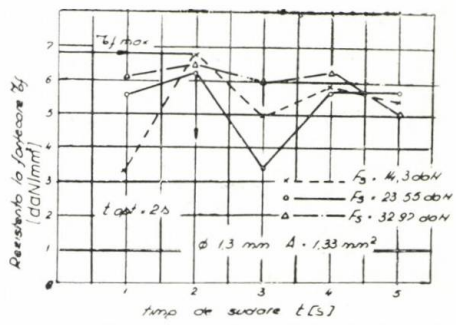


Fig. 8

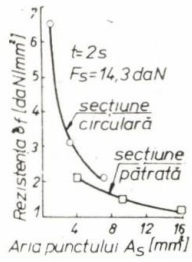


Fig. 9

Fig. 10

necesar pentru transmiterea energiei de oscilație ultrasonică. Totodată ea creează condițiile necesare pentru interacțiunea fizico-chi-

mică de volum în zona contactului pieselor ajutînd la curgerea plastică și formarea punctului sudat.

Dependența în funcție de timp a lui F_f (fig. 6), respectiv τ_f (fig. 8), prezintă cîte un maxim sau o tendniță de palier. Timpul minim pentru atingerea lui $F_{f\,max}$, respectiv $\tau_{f\,max}$, definește timpul optim de sudare t_{opt}. El influențează direct energia acustică transmisă în zona de îmbinare. Dependența $\tau_f = f(A_s)$ unde A_s este aria punctului sudat (fig. 9) se apropie de hiperbolă. Scăderea, mai rapidă cu creșterea lui A_s, se observă la secțiunea circulară. De aici rezultă concluzia că la secțiuni mici este mai avantajoasă forma circulară iar la cele mari forma pătrată. Valorile mai mici ale lui τ_f pentru forma pătrată se datorează probabil tensiunilor remanente introduse în zona sudurii de de colțurile pătratului.

Modul cum influențează gradul de impurificare a suprafețelor foliilor de masă plastică în condiții industriale asupra calității punctului sudat are mare importanță. Astfel, s-au murdărit artificial o serie de probe cu ulei de mașină, nisip fin, grafit, ulei și grafit. Din figura 10 se observă că practic forța de forfecare variază sub 2%, evidențiind avantajul sudării cu vibrații ultrasonice a maselor plastice.

Experimentările au dovedit că există o interdependență a parametrilor de bază din proces, iar valorile lor optime trebuie determinate prin încercări, pentru fiecare material și utilaj în parte.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * — Sudarea cu ajutorul ultrasunetelor. Culegere de traduceri, București, IDT, 1972.

[2] *Volkov, S. S., Orlov, I. N., Astakova, R. N.*: Sudarea și lipirea materialelor plastice, București Ed. Tehnică, 1976.

[3] *Volkov, S. S., Orlov, I. N., Cerniak, B. I.*: Svarka plastmass ultrazvukom, Moskva, „Himia", 1974.

CZ : 621.793

Evaluarea nedistructivă a grosimii straturilor de acoperire

Ing. Vlad **NEGULESCU**, ing. Mihai **VLĂDESCU**, ing. Florin **UDRESCU** — Catedra de Tehnologia Materialelor și Sudură — Institutul Politehnic București

Introducere

Prin strat de acoperire se înțelege un strat depus printr-un anumit procedeu pe un material de bază și care prezintă proprietăți fizice și chimice diferite. În ultimii ani problema măsurării precise a grosimii straturilor de acoperire a devenit extrem de importantă din două motive :

a) creșterea pretențiilor legate de calitatea acoperirilor ;

b) necesitatea realizării raționale și economice a stratului de acoperire.

Protecția împotriva coroziunii se realizează fie prin depuneri galvanice, fie prin acoperirea cu un strat protector de vopsea. Evaluarea grosimii și uniformității acestor straturi de protecție anticorozivă este foarte importantă din punct de vedere tehnic și economic. De multe ori, unele piese, pentru care proprietățile de suprafață sînt esențiale din punct de vedere tehnic, se fabrică din materiale ieftine și ușor de prelucrat, cărora li se realizează — printr-un procedeu adecvat — o pătură superficială ce corespunde cerințelor prescrise. Se pot da în continuare multe exemple care să ateste utilitatea și necesitatea evaluării grosimii stratului de acoperire.

Există o serie de procedee distructive ce permit evaluarea grosimii straturilor de acoperire. Folosirea lor este, pe de o parte, greoaie, presupune un consum nejustificat de timp, iar pe de altă parte, conduce la erori apreciabile și nu poate asigura controlul în proporție de 100 %.

Singurele metode ce pot fi luate în considerație pentru controlul la scară industrială al calității acoperirilor sînt cele nedistructive. Din punctul de vedere al evaluării nedistructive, materialele din care sînt alcătuite straturile și baza se pot clasifica în trei mari categorii :

— materiale dielectrice
— metale neferomagnetice ;
— materiale feromagnetice.

În figura 1 se prezintă principalele combinații întîlnite în controlul nedistructiv al acoperirilor [1].

Metoda de evaluare nedistructivă a grosimii straturilor de acoperire

Metoda bazată pe efectul termoelectronic. Unul din procedeele cunoscute de evaluare a grosimi straturilor care dă rezultate bune pen-

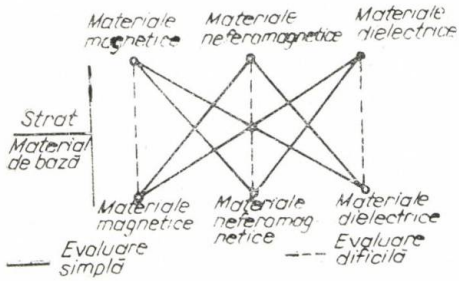


Fig. 1

tru acoperiri de tipul metal — metal este cel bazat pe măsurarea forței electromotoare termoelectronice. În figura 2 se prezintă schematic principiul metodei.

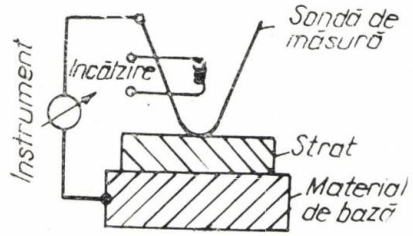


Fig. 2

Sonda metalică de măsură este încălzită electric și atunci cînd este așezată pe strat formează un pol termic. În strat are loc o cădere de temperatură în așa fel încît temperatura suprafeței este dependentă de grosimea stratului. Intrucît tensiunea termoelectronică măsurată de instrumentul conectat ca în figură este dependentă de temperatura suprafeței de separație, indicația instrumentului este deci o măsură a grosimii stratului.

Prin această metodă se pot face măsurări cu o precizie de $\pm$ 2µm, pentru grosimi de acoperire cuprinse între 10 µm și 1000 µm. Principalul ei dezavantaj este timpul lung de stabilizare a indicației și necesitatea unei etalonări separate pentru fiecare tip de combinație în parte.

Metoda folosind radiații penetrante. În cazurile cînd stratul și baza aparțin aceleași grupe de materiale se pot folosi cu succes procedee de măsurare prin radiații penetrante.

O metodă de evaluare a grosimii straturilor se bazează pe măsurarea intensității radiațiilor Röntgen reflectate de combinația strat-material de bază. Principiul metodei este prezentat succint în figura 3.

Unghiul sub care apare radiația X reflectată depinde de caracteristicile rețelei cristaline a materialului și de lungimea de undă a

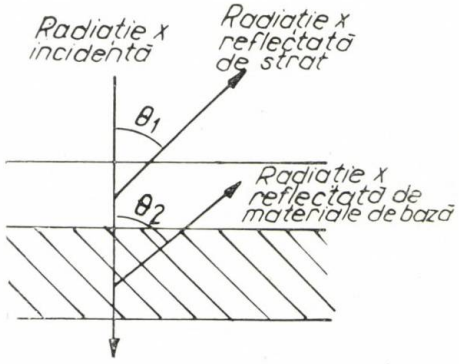


Fig. 3

radiației incidente. Este evident că radiația reflectată de stratul de acoperire va fi detectată la un unghi θ_1, iar cea reflectată de material de bază sub un alt unghi θ_1. În figura 4 sînt prezentate curbele ce prezintă dependența dintre intensitatea radiației X reflectate și grosimea de strat pentru radiațiile provenite din stratul de acoperire (4 a) și din materialul de bază (4 b). Alura curbei din figura 4 b se explică prin influența pe care o are atenuarea radiației reflectate de materia-

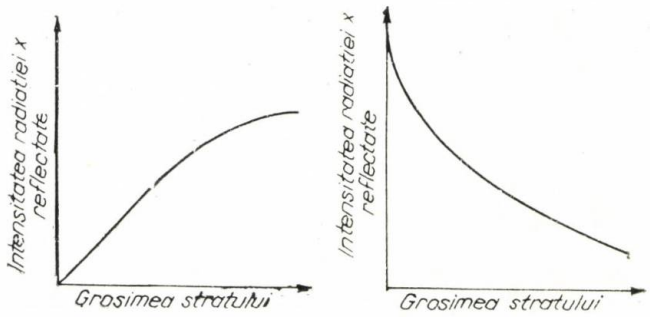


Fig. 4

lul de bază în stratul de acoperire. Atunci cînd se măsoară straturi subțiri se folosește radiația X reflectată de materialul de bază. Pentru cazul straturilor groase se folosește radiația X reflectată de strat. În acest mod se realizează sensibilitatea optimă pentru această metodă.

O altă metodă folosind radiații penetrante este cea bazată pe principiul retroîmprăștierii razelor β.

Procedeele bazate pe radiații penetrante deși foarte interesante nu s-au impus în practică decît în mod izolat datorită dificultăților tehnice pe care le prezintă și datorită faptului că sînt procedee tipice de laborator. Ele sînt folosite totuși acolo unde alte metode nu pot da rezultate (acoperiri de aur pe argint sau argint pe cupru).

Metoda capacitivă. Principiul metodei, foarte simplu de altfel, este ilustrat în figura 5.

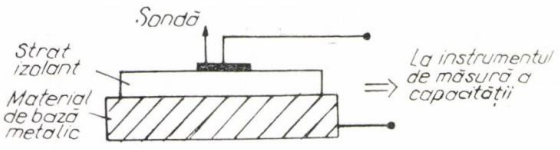


Fig. 5

Metoda este aplicabilă numai în cazul acoperirilor izolate pe metal. Capacitatea prezentată de ansamblul sondă — strat izolant — metal are următoarea expresie :

$$C = K\frac{\varepsilon}{d} \qquad (1)$$

unde :

K este o constantă de aparat ;
ε — permeabilitatea electrică a stratului ;
d — grosimea stratului izolant.

Prin urmare, măsurîndu-se capacitatea se poate determina grosimea stratului de acoperire. Dezavantajul acestei metode este legat de variația în limite foarte largi a permeabilității electrice în funcție de tipul de acoperire.

Metode magnetice. Procedeele de măsurare magnetice se folosesc pentru evaluarea acoperirilor neferoamagnetice ($\mu_{rel} = 1$) pe materiale de bază feromagnetice ($\mu_{rel} >> 1$).

Cel mai simplu procedeu se bazează pe măsurarea forței de aderență a unui mic magnet permanent pe ansamblul strat — material de bază. Aparatele de acest tip sînt simple, robuste și nu necesită surse de alimentare. Dezavantajul principal îl reprezintă precizia scăzută.

Un alt procedeu folosit la aparatele de tip Elcometer se bazează pe rotirea unui mic magnet plasat în interiorul unui ansamblu magnet permanent — piese polare, atunci cînd cele două piese polare sînt suprapuse pe stratul de acoperire. Micul magnet mobil este legat solidar cu un ac interior ce va da indicații pe o scară gradată corespunzător.

În sfîrșit, alte procedee de precizie mai ridicată se bazează pe măsurarea, prin intermediul unei microsonde (bobină miniaturală), a deviației liniilor de cîmp ale unui magnet permanent plasat pe ansamblul de măsurat.

2.5. Metoda folosind curenții turbionari. Metoda bazată pe efectul curenților turbonari este cel mai larg răspîndită în prezent în domeniul evaluării nedistructive a grosimii acoperirilor. Aparatura ce folosește această metodă este precisă și robustă fiind în plus și foarte simplu de mînuit, controlul efectuîndu-se chiar în linia de fabricație de către un operator cu un minimum de instruire.

Cu ajutorul metodei curenților turbionari se pot evalua următoarele tipuri de combinații :

— straturi dielectrice pe material de bază metalic ;
— straturi metalice pe material de bază dielectric ;
— straturi metalice pe material de bază metalic (atunci cînd permeabilitățile magnetice sau conductibilitățile electrice ale celor două materiale sînt diferite).

Principiul metodei curenților turbionari este următorul : o bobină străbătută de un curent alternativ este plasată în apropierea unui obiect metalic ; în aceasta se induc curenți Foucault (sau turbionari), care produc la rîndul lor — conform legii lui Lenz — un cîmp magnetic secundar ce se opune cîmpului primar creat de bobină. Acest fenomen este perceput în ansamblu printr-o modificare a inducției bobinei (față de valoarea ei în aer), modificare ce depinde de următorii parametrii :

— frecvența curentului alternativ ce străbate bobina ;
— permeabilitatea magnetică μ și conductivitatea electrică σ ale materialului metalic ;
— geometria și dimensiunile bobinei inductoare ;
— distanța între bobină și obiectul metalic.

Dacă bobina este plasată pe unul din tipurile de ansamblu strat — material de bază citat mai înainte, modificarea inductanței va depinde și de grosimea stratului de acoperire.

Scopul și spațiul prezentei lucrări nu ne permit să intrăm în detaliile, dealtfel destul de complicate, ale metodei. Se poate preciza însă că pe baza ei a fost dezvoltată, în majoritatea țărilor industrializate, o gamă largă de aparate ce se aplică curent în procesul de control al grosimii acoperirilor.

Aparat pentru măsurarea grosimii straturilor dielectrice depuse pe material de bază neferomagnetic

Autorii prezentei lucrări au realizat un aparat bazat pe metoda curenților turbionari folosit pentru evaluarea grosimii straturilor dielectrice depuse pe material neferomagnetic. Schema de principiu este prezentată în figura 6.

Oscilatorul de măsură conține în circuitul oscilant traductorul de măsură (palpatorul). Oscilatorul de măsură are frecvența de oscilație, în absența metalului, de 140 kHz. Atunci cînd traductorul este plasat direct pe un metal neferomagnetic frecvența de oscilație crește cu circa 20 kHz. Dacă traductorul este plasat la o distanță oarecare de metal derivația de frecvență va fi dependentă de distanța bobină — metal. Acest lucru este valabil și atunci cînd în loc de aer există un strat dielectric oarecare. Prin urmare deviația de frecvență este dependentă de grosimea acestui strat. Semnalul de la oscilatorul de măsură este amestecat cu cel de la oscilatorul local. După filtrare și detecție se obține un semnal a cărui frecvență este egală cu diferența dintre oscilatorul de măsură și cel local. Semnalul este condus în continuare la intrarea unui frecvențmetru cu citire directă al cărui instrument este etalonat în unități de lungime.

Măsurarea se face extrem de simplu : se plasează traductorul pe metalul de bază neacoperit se acordează, prin intermediul reglajului de nul, oscilatorul local astfel încît indicația instrumentului să fie zero. Etalonarea pe diferite scări se face cu ajutorul unor folii dielectrice cu grosime etalonată, măsurate în prealabil cu mare precizie. Acest aparat a primit denumrea de „Grosimetru — NEFERO 303" El are trei domenii de măsură :

— 0 — 100 μm ;
— 0 — 1000 μm ;
— 1000 — 3000 μm.

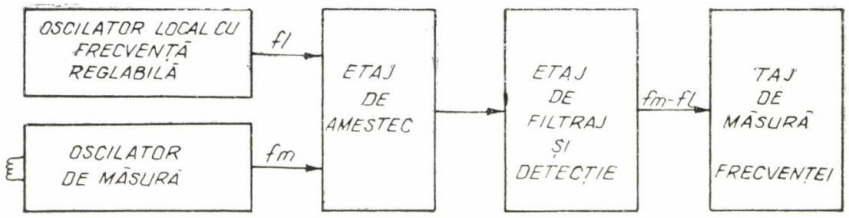


Fig. 6

Precizia este mai bună de 5% din intervalul de măsurare.

În figura 7 se prezintă dependența indicației pe instrumentul aparatului, de grosimea acoperirii pentru scara de 100 μm pentru diferite materiale de bază.

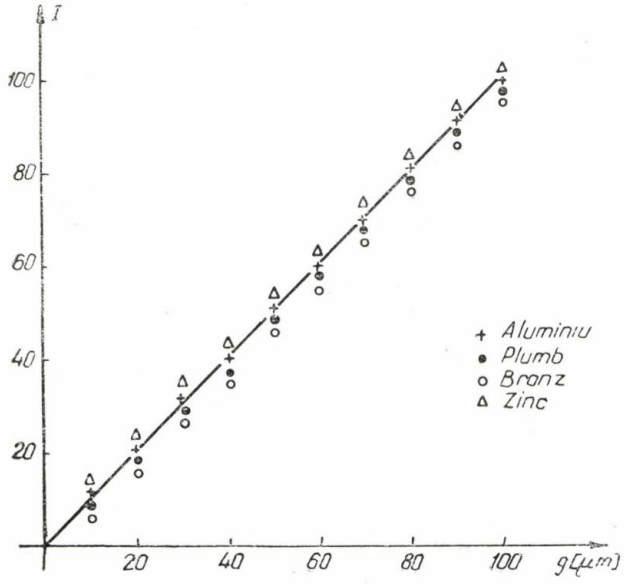


Fig. 7

Aparat pentru măsurarea grosimii straturilor neferomagnetice depuse pe material de bază feromagnetic

Autorii prezentei lucrări au conceput și realizat un alt aparat pentru evaluarea straturilor neferomagnetice depuse pe material de bază feromagnetic. Schema bloc a aparatului este prezentată în figura 8.

Traductorul este constituit dintr-un solenoid cu un miez de ferită de tip oală. Apropierea de metalul de bază feromagnetic conduce la mărirea inductanței traductorului. Această variație de inductanță este dependentă de grosimea stratului de acoperire și este evaluată prin intermediul punții de măsură pe instrumentul etalonat direct în unități de lungime. Aparatul are trei domenii de măsură :

— 0 — 50 m ;
— 35 μm — 200 μm ;
— 150 μm — 2000 μm.

Precizia este mai bună de 5% din intervalul de măsurare. Consumul de putere este foarte redus, de numai circa 40 mW, permițîndu-se astfel o funcționare continuă independentă de rețea de circa 25 ore. Etalonarea se face cu ajutorul unor etaloane de plastic.

Aparatul a fost realizat în serie mică, sub numele de „Grosimetru — FERO 302". Verificările făcute de către Institutul Național de Metrologie au atestat calitățile deosebite ale

acestui aparat. Aparatul a fost asimilat în anul 1978 pentru producția de serie de către IAMC — Otopeni.

Concluzii

Avînd în vedere contribuția pe care evaluarea nedistructivă a grosimii straturilor de acoperire o poate duce la stabilirea unor tehnologii optime, considerăm că cercetările îndreptate spre realizarea în țară a aparaturii adecvate acestui scop prezintă un interes real pentru industrie. Soluțiile adoptate în grosimetrele „FERO — 302" și NEFERO — 303" convine unei anumite categorii de aplicații.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Förster, F.:* Theoretische und experimentelle Grundlagen der zerstörungsfreien Werkstoffprüfung mit Wirbelstromverfahren. Zeitschrift „metalkunde", 4 (1954).

[2] *Negulescu, V.:* Metoda de evaluare a materialelor bazată pe fenomenul curenților turbionari, calitatea producției și metrologie. Nr. 5 (1973).

[3] *McMaster, C. R.:* Nondestructive Testing Handbook, II, New York, 1963.

[4] *Dodd, C. V., Deeds, W. E.:* Computer Design of Eddy Current Tests, Proceedings of the Fifth International Conference of Nondestructive Testing, Montreal, Canada, 1967.

CZ : 539.374 : 621—242 : 621.436

Tehnologie modernă de deformare plastică a pistoanelor pentru motoarele diesel de mare putere*)

Ing. Mihai **BĂLȚATU** — I.C.M. Reșița

În industria constructoare de motoare pentru locomotive Diesel electrice și nave, în ultimii ani s-au făcut progrese însemnate în domeniul fabricării pistoanelor, în sensul dezvoltării unor procedee care permit deformarea plastică a unor aliaje de aluminiu complexe, aliaje care conferă pistonului greutate specifică mică, conductivitate termică bună, proprietăți corespunzătoare de antifricțiune și caracteristici mecanice superioare. Se poate realiza astfel un piston care să reziste cu succes la solicitările complexe din timpul mișcării de translație alternativă în cilindru; temperatura de lucru cca 350 — 400°C, datorată căldurii dezvoltate în timpul arderii, forței mari produse de gazele de ardere și forțe mari de inerție ale maselor în mișcare.

În lucrare este prezentată o tehnologie românească aplicată cu rezultate deosebite la I.C.M. Reșița, procedeu care constă în aplicarea unei noi scheme de forjare a pieselor mari din aliaje de aluminiu cu plasticitate relativ scăzută, cu soluții de reducere substanțială a consumului de energie prin micșorarea forței de deformare plastică, precum și a consumului de metal prin micșorarea semifabricatului de pornire; în final se obține un produs de calitate superioară.

Prin aplicarea la scară industrială a acestui procedeu care face obiectul brevetului nr. 61803/1977 5 s-a renunțat la procedeul anterior obținut prin asimilarea în țară a licenței High Duty Alloys Ltd (Anglia) deoarece prezintă o serie de avantaje pe care le prezentăm în continuare.

În prima etapă s-a reușit obținerea unui semifabricat cilindric, compact, cu o structură corespunzătoare și o suprafață laterală puțin rugoasă, prin întinderea în scule profilate. A fost necesară abordarea teoretică în profunzime și o verificare atentă experimentală [3].

Întinderea semifabricatului cu formă de butoiaș, în scule profilate cu lățime necesită o forță de deformare, Pi, care se poate calcula cu formula :

$$P_i = 2kd_i l_i \left(1 + \frac{2}{3}\mu\frac{\alpha}{\pi}\frac{l_i}{d_i}\right), \qquad (1)$$

în care :

d_i = diametrul semifabricatului refulat (întins parțial) ;
l_i = lungimea de contact între semifabricat și sculele profilate.
k = efortul unitar tangențial ;
μ = coeficientul lui Poisson ;
α = unghiul de contact a semifabricatului cu sculele profilate.

Forța de deformare este deci, funcția de două variabile d_i și l_i, iar corelația între ele este următoarea :

$$d_i^2 l_i = 4a^2 l - \frac{a^2}{c^2}\frac{l^3}{3} \qquad (2)$$

în care a și c sînt semiaxele elipsoidului de rotație din care semifabricatul butoiaș reprezintă o zonă, iar l — lungimea zonei de elipsoid.

*) Comunicare premiată în cadrul manifestării „Săptămîna științei și tehnicii românești" — Festivalul Național Cîntare României — aprilie 1978.

Formula de mai sus a stat la baza calculelor pentru elaborarea tehnologiei de forjare și proiectarea sculelor și a dimensiunilor semifabricatului. Suprafața laterală foarte netedă face posibilă cercetarea ultrason pe direcții transversală, fără o prelucrare, prealabilă prin așchiere, iar încercările de laborator atestă calitatea superioară a acestui semifabricat.

Pentru a împiedica evoluția defectelor interne ale semifabricatelor cilindrice din aliaje de aluminiu cu plasticitate relativ scăzută, în timpul operațiilor de refulare și întărire s-a ajuns la o nouă schemă de forjare (fig. 1) cuprinzînd și operația de întindere în sculă profilată cu lățime mare descrisă anterior, care să permită obținerea pieselor cu diametrul mai mare decît al barei turnate [2].

Operația de refulare (r_1), cu un grad de deformare redus, elimină posibilitatea depășirii gradului admisibil de deformare plastică

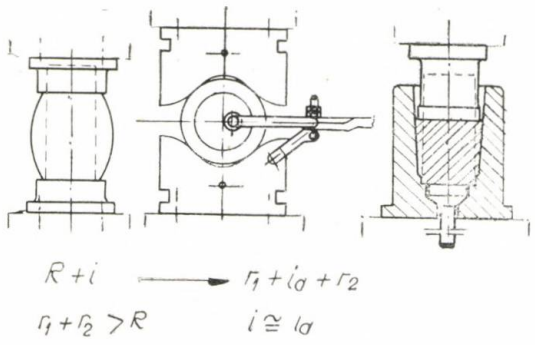


Fig. 1

iar semifabricatul avînd o structură de turnare (susceptibil la fisuri și crăpături) își păstrează integritatea.

Întinderea între scule profilate cu lățime mare (l_a) a semifabricatului sub formă de butoiaș, rezultat în urma refulării, crează o stare de eforturi favorabilă măririi plasticității comparativ cu întinderea între scule plane iar semifabricatul rezultat este compact, cu o structură bună.

Operația de refulare (r_2) care urmează, beneficiază de două avantaje față de prima și anume :

— deformează plastic un semifabricat compact, cu structură de forjare ;

— se produce în matriță închisă, iar în momentul atingerii peretelui lateral de către semifabricatul butoiat, forțele de reacțiune ale matriței determină modificarea stării de eforturi în semifabricat, în sensul reducerii tensiunilor interne.

Consecința directă în producția industrială a fost eliminarea rebutului la forjare.

Procedeul tehnologic de forjare a pistoanelor a fost astfel divizat ca să se ajungă la o forță de deformare redusă și la uniformizarea gradului de deformare pe operații și faze tehnologice.

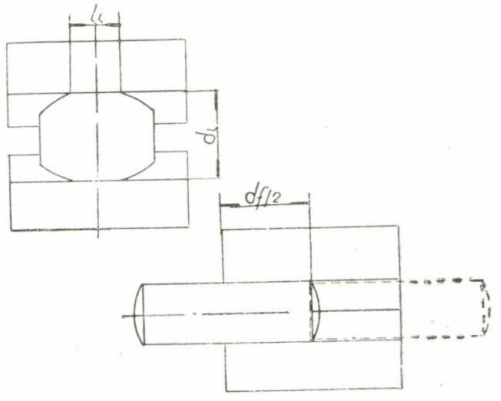


Fig. 2

În figura 2 este prezentată împărțirea operației de întindere în scule profilate cu lățime mare.

Din egalitatea forțelor de deformare :

$$P_i = P_f \tag{3}$$

$$P_i = 2kd_i l_i \left(1 + \frac{2}{3}\mu\frac{\alpha}{\pi}\frac{l_i}{d_i}\right) \tag{4}$$

$$P_f = 2kd_f \frac{l_f}{2}\left(1 + \frac{2}{3}\mu\frac{\alpha}{\pi}\frac{l_f}{2d_f}\right) \tag{5}$$

și folosind relația (2) se calculează d_i și l_i valori care indică momentul de trecere de la faza I la faza II a operației de întindere.

În figura 3 este prezentată împărțirea operației de extruziune inversă în două faze, folosind două poansoane.

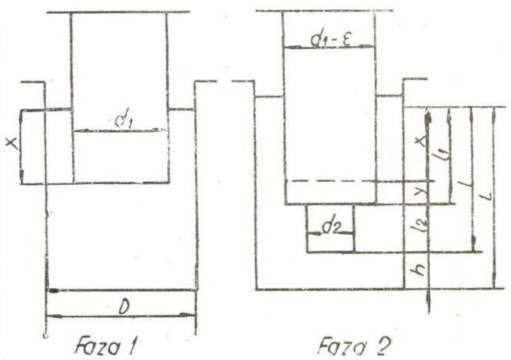


Fig. 3

Din egalitatea presiunilor specifice de deformare și anume :

$$p_x = p_2 + p_y \tag{6}$$

$$2k\left(2+\frac{4\mu x}{D-d_1}+\frac{1}{6}\frac{d_1}{L-x}\right)= \quad (7)$$

$$=2k\left(2+\frac{4\mu l_2}{D-d_2}+\frac{1}{6}\frac{d_2}{h}\right)+$$

$$+2k\left(2+\frac{4\mu y}{D-d_d}+\frac{1}{6}\frac{d_1}{l_2+h}\right)$$

și cunoscînd că $y = l_1 - x$ (8)

se calculează mărimea x, care indică adîncimea găurii la prima fază.

Atît valoarea lui l_1 cît și a lui x se majorează cu un coeficient de corecție $\beta = 1{,}05—1{,}15$, ce ține seama de creșterea rezistenței la deformare datorită scăderii temperaturii în timpul trecerii de la faza I-a la faza II-a.

$$l_{ir} = l_i \quad (9)$$

$$x_r = x\beta \quad (10)$$

unde l_{ir} și x_r sînt valori reale folosite.

Reducerea forței de deformare și în consecință a consumurilor de energie electrică folosită la acționarea presei, este de 50% pentru ambele operații de întindere în scule profilate cu lățime mare și de extruziune inversă.

Semifabricatul cilindric, turnat din aliaj de aluminiu, încălzit la circa 480°C în cuptor electric cu recirculare, este refulat între scule plane 2 și 3 montate pe masa fixă 4 și respectiv pe masa mobilă 5 a presei hidraulice (fig. 4 a). După refulare se obține un semifabricat de pornire care este transferat la o sculă profilată 6 cu lățime mare, pe care se montează dispozitivul pentru rotirea semifabricatului de pornire.

Semifabricatul este deformat cu ajutorul unei scule superioare 7 și este rotit cu un dispozitiv fixat prin intermediul unor console pe scula inferioară 6 (fig. 4, b).

După deformarea plastică prin întindere între sculele profilate 6 și 7, d se prelucrează prin așchiere fețele frontale, după care se efectuează un control ultrason.

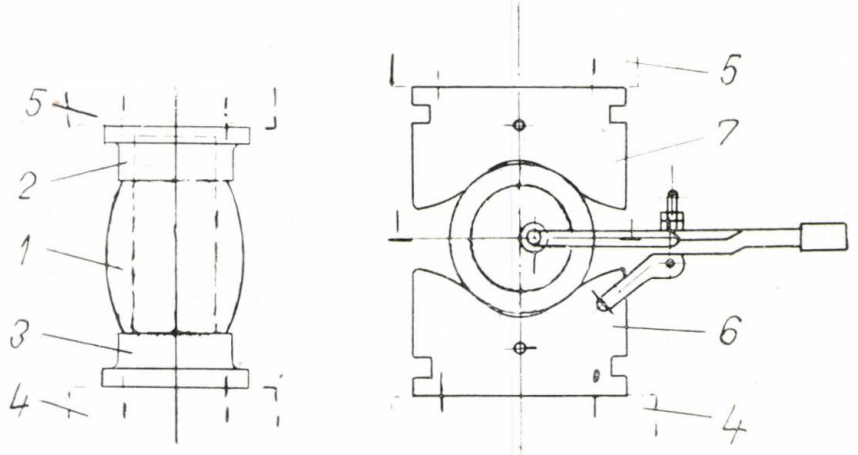


Fig. 4

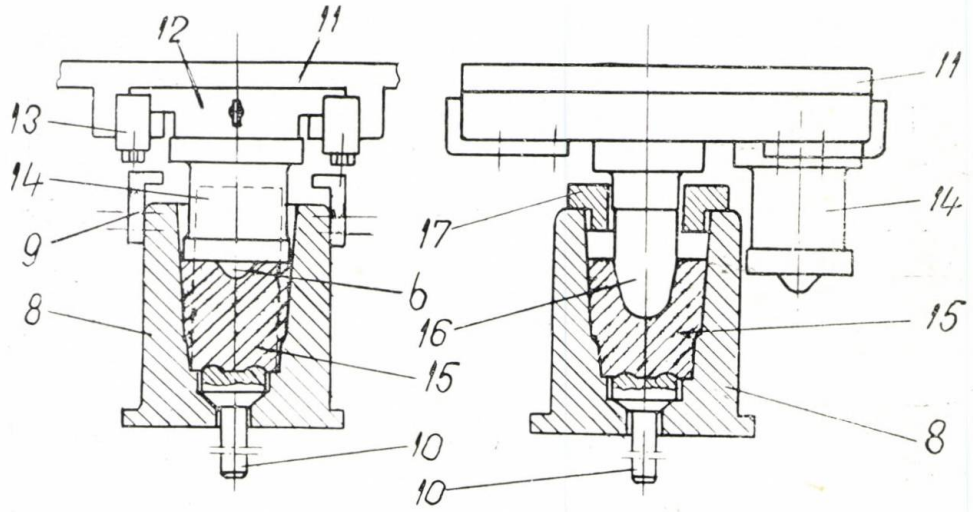


Fig. 5

Semifabricatul este supus unei noi încălziri în vederea matriţării.

Pe masa fixă a presei se montează matriţa închisă 8 prevăzută cu urechi 9 şi un extractor 10 (fig. 5, a). Pe masa mobilă a presei se montează portsania 11 în care glisează sania 12 acţionată mecanic sau pneumatic pînă în dreptul unor opritoare 13. Pe sania 12 sînt montate poansoanele de refulare 14 şi de prematriţare 16.

Semifabricatul încălzit se introduce în matriţa închisă 8 unde este refulat cu poansonul 14 a cărui proeminenţă b asigură o bună centrare a semifabricatului în timpul refulării.

După operaţia de refulare, se trece la operaţia de prematriţare (fig. 5, b), acţionîndu-se asupra saniei 12, astfel ca poansonul de prematriţare 16 să ajungă în locul poansonului de refulat 14, apoi se aşează o şaibă de ghidare 17 pe matriţa închisă 8 şi se execută presarea.

În urma prematriţării, se obţine un semifabricat 15 care se scoate din matriţa închisă 8 cu extractorul 10 şi apoi se încălzeşte din nou.

În timpul reîncălzirii semifabricatului, în locul portsaniei 11, pe masa mobilă a presei se montează un poanson de matriţare finală 20.

Semifabricatul prematriţat şi reîncălzit se introduce în matriţa închisă 8 şi se presează cu poansonul de matriţare 20 ce trece printr-o şaibă de ghidare 19 (fig. 6, a).

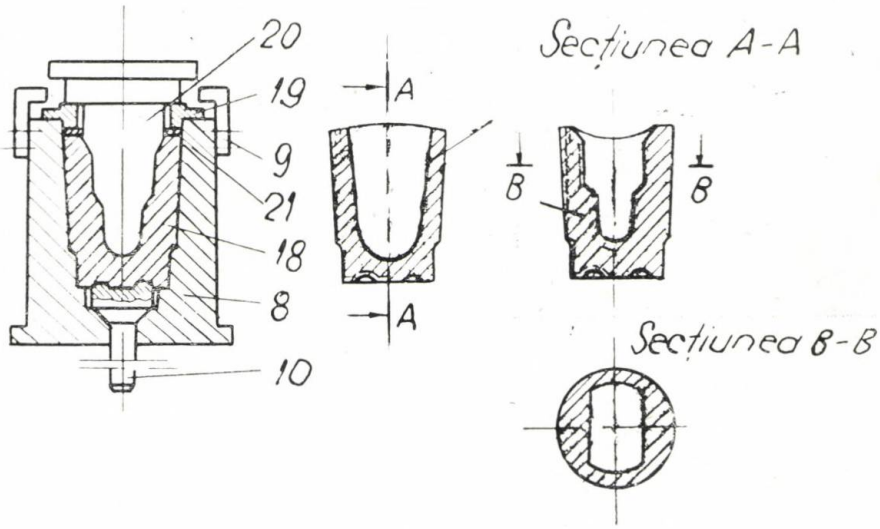


Fig. 6

Prin introducerea unei şaibe de presare 21 sub şaiba de ghidare 19, se realizează comprimarea părţii cilindrice superioare a noului semifabricat 18 care are forma finală a pistonului brut, ca în figura 6, b.

Cîteva imagini din realizarea la scară industrială a procedeului descris mai sus, alături de caracteristicile mecanice ale pistonului rezultat, sînt prezentate în figurile 7, 8, 9 şi tabelul 1 al caracteristicilor mecanice după tratamentul termic.

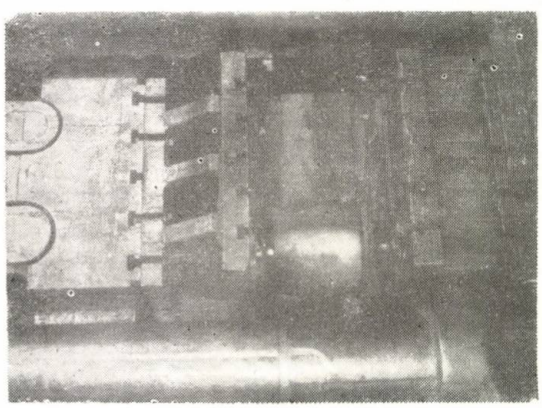


Fig. 7

Eficienţa economică deosebită a procedeului prezentat mai sus **este determinată de următorii factori :**

CARACTERISTICI MECANICE

Tabelul 1

Nr. crt.	Caracter mecan.	Material	Stare	Valori		Obs.
				prescrise	realizate	
1	σ_r	RR 59	tratat	343—441 35—46	395—410 40—43	*N*
2	δ_s	„	„	2	2,5—5,5	%
3	U.S.	„	tratat forjat tratat	1/8 E_f	$< \frac{1}{8}$	
4	Spotcheck	„	final	fără fisuri	fără fisuri	

a. reducerea consumului de metal cu circa 20% față de vechiul procedeu, ceea ce reprezintă aproximativ 60 tone aliaj de aluminiu și 1.800.000 lei anual;

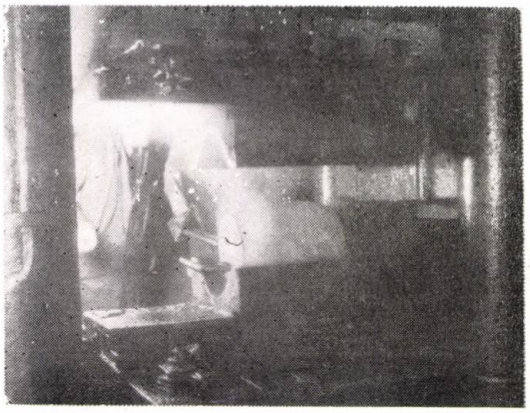


Fig. 8

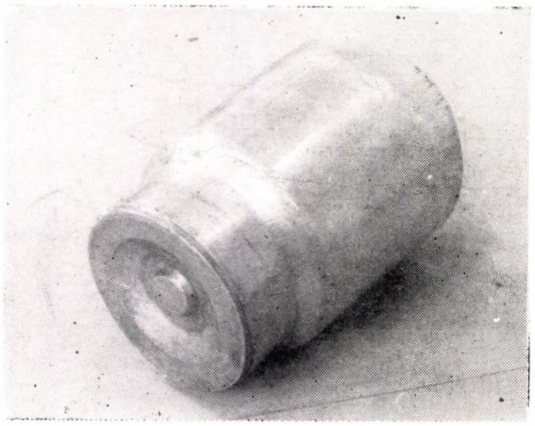


Fig. 9

b. eliminarea rebutului (9% . . . .0%) ceea ce reprezintă circa 750.000 lei anual ;

c. reducerea consumurilor energetice totale cu 15%, ceea ce reprezintă aproximativ 150.000 lei anual ;

d. creșterea productivității muncii cu 11% prin reducerea manoperei de prelucrare prin așchiere, ceea ce reprezintă aproximativ 300.000 lei anual.

Totalul eficienței economice anuale este de aproximativ 3.000.000 lei. Totodată, procedeul prezentat face posibilă asimilarea în țară a pistoanelor pentru motoarele navale semirapide și renunțarea pe această cale la importul acestora.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Drăgan, I.:* „Tehnologia forjării și matrițării" Ed. de Stat Didacttică și Pedagogică I.P. Cluj 1961 (pag. 288 — 299).

[2] *Bălțatu, M.:* Optimizarea schemei de forjare a aliajelor de aluminiu cu plasticitate relativ scăzută, În : Revista „Construcția de mașini" 29 (1977), nr. 10.

[3] *Bălțatu, M.:* Contribuții la deformarea plastică prin întindere în scule profilate, In : Revista „Construcția de mașini" 28 (1976), nr. 10.

[4] *Tateno, M.:* Studiul închiderii cavităților interne la piesele mari forjate. In : „Journées Internationales de la Grosse Forje", Pars — Le Creusot — 1963 (pag. 473 — 497).

[5] *Bălțatu, M., Goșa, O.:* „Procedeul și dispozitiv pentru fabricarea pistoanelor". Brevetul R.S.R. nr. 61803/1977.

[6] * * *: Procedee și utilaje moderne de prelucrare prin forjare IDT București, 1966 (pag. 41—46).

[7] *Lindner, H.:* Practica refulării la fabricarea pieselor forjate mari — „La Metallurgie", 102 (1970), nr. 1 (pag. 27).

Fasciculul de electroni — unealta universală*

Mihai **PREDA** — Oficiul de informare documentară pentru industria construcțiilor de mașini

Introducere

O prezentare succintă a domeniilor variate de aplicare a prelucrărilor prin fascicul de electroni se găsește în figura 1. Larga folosire în sudare, utilizarea în cadrul unor tehnologii din ce în ce mai variate definesc fasciculul de electroni drept unealtă universală.

Prin folosirea fasciculului de electroni (la densități relativ joase) la iradierea unor sisteme monomerice, se realizează procese chimi-

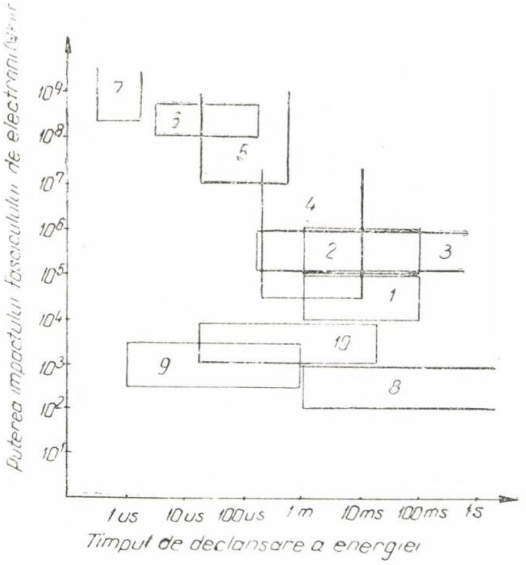


Fig. 1 Domenii de aplicare ale fasciculului de electroni : puterea și timpul de impact sînt tipice pentru diferite operații.

Metale

1 călire
2 transformare prin fuziune
3 asamblare
4 perforare
5 găurire/laminare
6 gravare
7 sublimare

Materiale plastice

8 polimerizare
9 rezistență electrică
10 perforare plastică

ce de polimerizare în fracțiuni de secundă. Tratarea cu fascicul de electroni se utilizează în producerea circuitelor integrate cu putere ridicată de rezoluție. Focalizarea fasciculului și mărirea valorii densității permit perforarea materialelor plastice.

Pe baza metodei bombardamentului cu electroni s-a elaborat o tehnică de călire a oțelului, materialul rezultat caracterizîndu-se prin duritate excelentă. La valori de densitate cuprinse între 10^5 — 10^5 Watt/cm² toate metalele pot fi practic topite. Din aceasta derivă procedeul de topire în vid a metalelor pure, prelucrarea prin presiune a pieselor, sudarea cu fascicul de electroni. Se execută operații de perforare, formare și gravare a celor mai dure materiale folosind fascicule de electroni la viteze înalte. Procesul de sublimare se poate realiza la valori de densitate maximă (10^9 Watt/cm²).

Controlul numeric realizat cu ajutorul fasciculului de electroni

Comportamentul specific al fasciculului de electroni, care este un fascicul de particule încărcate electric cu masă mică și viteză mare de deplasare, oferă condiții ideale pentru aplicarea **controlului numeric.** Inerția joasă poate fi controlată simplu de cîmpurile electromagnetice, acest fapt permițînd adaptarea economică a sistemului pentru geometrii complicate de prelucrare a unor piese. Este necesar un control simultan al fasciculului de electroni și al mișcării piesei de prelucrat.

Se execută un control linear cu calculatorul (în cazul mișcării pieselor în prelucrare) la deflecția = devierea fasciculului și la focar. Această combinație permite deplasarea tridimensională a focarului asociată cu o viteză definită de prelucrare. În plus, calculatorul controlează parametrii curentului fasciculului de electroni funcție de poziția și secvența temporară a piesei de prelucrat, declanșînd și impulsurile de energie. Avantajul sistemului constă în posibilitatea înregistrări și corectări continui a parametrilor fasciculului și a poziției fizice de moment, în comparație cu pozițiile și pa-

* Prelucrare după :

— *Hiller, W.* : Electron beam transformation of metallic materials basics and application technique (Bazele și aplicațiile tehnice ale transformării metalelor cu ajutorul fasciculului de electroni).

— *Dr. Steigerwald K. H.* : Electron beam machining-the process and its applications (Prelucrarea cu fascicul de electroni-procesul și aplicațiile sale), (materiale Steigerwald Strahltechnik, GmbH Puchheim/München, RFG).

rametrii definiți introduși în prealabil în memoria calculatorului. Semnalul de eroare se folosește la corectarea tuturor devierilor. De exemplu, în domeniul perforării rapide, aplicația principiului este următoarea : piesa de prelucrat se deplasează continuu sub fascicul, ale cărui poziții sînt înregistrate permanent de calculator. În timpul cît durează impulsurile, fasciculul de electroni urmărește deplasarea piesei, lovind în același punct.

Fasciculul de electroni — sculă termică

Cînd fasciculul de electroni realizează impactul cu un material solid, energia cinetică a electronilor se transformă instantaneu în energie termică. Ceea ce se întîmplă cu piesa după acest efect inițial, depinde de parametrii fasciculului de electroni (capacitatea totală, densitatea energiei, durata impactului) și de proprietățile termice ale anticatodului (capacitatea de încălzire, gradul de topire și evaporare, conductibilitatea, căldura de fuziune și vaporizare). Materialul poate fi astfel **încălzit, topit,** sau **evaporat.**

Eliminarea materialului la prelucrarea cu fascicul de electroni se face pe două căi : materialul este evaporat, sau este doar topit și îndepărtat prin centrifugare.

În general, o combinație între **fuziune** și **evaporare** este folosită în așa fel, încît presiunea vaporilor constituie forța adițională pentru ejectarea materialului lichid. Ca și în cazul sudării, fasciculul de electroni creează o zonă capilară de fuziune ; datorită marii densități a energiei unui asemenea fascicul, în această zonă, presiunea vaporilor crește vertiginos, astfel încît materialul este ejectat prin disjuncție bruscă. Pentru a folosi judicios această energie, optimizînd astfel parametrii economici ai procesului de prelucrare, este suficientă o evaporare minimă. Astfel circa 75% din energia impulsurilor servește pentru topirea volumului de material ce se ejectează, iar cantitatea de energie rămasă este absorbită pentru evaporarea a 5% din acest volum. Frecvența impulsurilor, respectiv timpul în care se produce impactul fascicul-piesă, oscilează între 10 μs — 10 ms. Sarcina principală care revine controlului procesului de prelucrare este alegerea unor parametri adecvați ai fasciculului de electroni (controlul volumului topit și a temperaturii maxime) astfel încît materialul lichid să poată fi ejectat complet și rapid. Aceasta este necesar pentru respectarea grosimii zonei influențate de căldură, care constituie peretele găurii alezate.

Principalii parametri de control la operația de găurire sînt : amplitudinea impulsurilor (pentru adîncimea găurii), intensitatea și tensiunea curentului fasciculului (pentru diametrul găurii) și distribuirea energiei în fascicul, precum și poziția focarului în raport cu piesa de prelucrat. Parametrii pot fi combinați în mai multe modalități, interschimbabile, în relație cu timpul. În acest fel se obține o gamă largă de găuri.

Nu este posibilă obținerea dimensiunilor și strunjirilor dorite cu ajutorul unui singur impuls. Este necesar să se aplice procedee tehnologice complexe ; la o frecvență a impulsurilor variind între 50 și 100 cicluri/s, fasciculul este deviat sau focarul variază în raport cu operația de realizat. Pentru obținerea prelucrării dorite, sînt necesare sute și mii de impulsuri. Reproductibilitatea operațiilor de prelucrare este asigurată de calculator.

Prin creșterea densității energiei, se obține o tranziție directă din starea solidă în starea gazoasă. Pentru a evita topirea care rezultă din supraîncălzire, sînt necesari timpi de ciocnire extrem de scurți. Aceștia se obțin prin impulsuri de înaltă frecvență, sau printr-o deplasare rapidă a fasciculului față de piesa de prelucrat.

Comparînd gradele de eficiență ale operațiilor de perforare, strunjire cu multe impulsuri și sublimare, se constată că ritmurile realizate de procesul îndepărtării metalului se află într-un raport de 1000 : 10 : 1. Rezultatul își are explicația în natura fizică a procesului de înlăturare a metalului precum și în natura echipamentului folosit.

Stadiul actual al prelucrării cu fascicul de electroni permite antrenarea unei cantități începînd de la 40 mm^3/s, cu ajutorul tehnicii cu un singur impuls. Acest procedeu este, în unele privințe, mai rapid decît prelucrarea prin descărcări electrice, prelucrarea electrochimică sau prelucrarea cu laser. Rezultatele sînt reproductibile toleranțele obtenibile înregistrează $\pm$ 5% din valoarea nominală, iar rugozitatea suprafeței este de circa 5 μm ; calitatea este asemănătoare cu cea obținută la prelucrarea prin descărcări electrice, dar mult mai bună decît cea obținută la prelucrarea prin fascicul laser. Aceste valori reprezintă performanțele actuale, susceptibile de permanentă îmbunătățire.

Unele aplicații ale prelucrării prin fascicul de electroni

Prelucrarea cu fascicul de electroni se utilizează într-o gamă largă de aplicații industriale :

— perforarea rapidă ;
— perforarea oricărei categorii de material ;
— perforarea unor găuri cu diametru mic într-un material gros ;

— perforarea găurilor conice ;
— perforarea găurilor oblice ;
— operaţia de găurire necirculară ;
— operaţia de gravare a metalelor ;
— operaţia de gravare a ceramicii ;
— operaţia de vaporizare a straturilor ;
— tratamente termice

Perforarea rapidă

Capacitatea actuală de perforare prin fascicul de electroni este reprezentată în figura (2). Gama găurilor ce se pot obţine în materialele obişnuite variază de ex. : ∅ 25 μm într-un

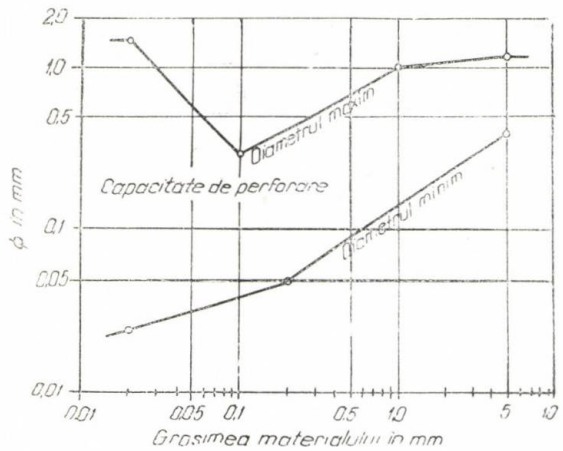


Fig. 2 Domeniul de perforare cu fascicul de electroni pentru oţeluri şi aliaje de nichel.

material cu grosimea de 20 μm şi începînd cu ∅ 1 mm într-un material cu grosimea de 5 mm. Aceasta înseamnă că fasciculul de electroni operează într-un domeniu care este greu accesibil găuririi sau ştanţării mecanice, dar este specific electroeroziunii şi eroziunii prin scîntei.

Figura (3) înfăţişează parametrii perforării în funcţie de grosimea materialului şi diametrul găurii de obţinut. Acest grad înalt de perforare se poate realiza doar dacă este posibilă deplasarea rapidă a piesei de prelucrat sub fascicul sau dacă distanţa între o gaură şi cealaltă este destul de mică. Operaţia de găurire propriu-zisă este rapidă, astfel încît nu este necesară întreruperea deplasării piesei în timpul cît durează impulsurile.

În cazul în care se foloseşte perforarea de mare viteză, poziţia corectă a fiecărei găuri în piesă se obţine cu precizie prin poziţionarea de calculator. Întregul model de perforat se programează fie conform unei reţele omogene sau conform modelului cerut.

Un alezaj tipic pentru fasciculul de electroni este rotund avînd o intrare strunjită în formă conică. Se pot produce şi găuri cu secţiuni tranversale eliptice sau longitudinale.

Intrucît pentru toate aplicaţiile industriale sînt necesare milioane de alezaje, unele la diametre variabile, doar o perforare rapidă de acest tip permite realizarea productivităţii optime.

Firma Steigerwald Strahltechnik din Puchheim-RFG a realizat o **maşină de găurit radială cu fascicul de electroni** (fig. 4). Ca şi la maşinile de sudare cu fascicul de electroni, fasciculul este generat de o triodă ; catodul încălzit emite electroni, formînd un nor de sarcini spaţiale. La o tensiune între catod şi anod de 100—150 kV, se imprimă electronilor o viteză înaltă. Electrodul de polarizare, încărcat negativ faţă de catod, permite conectarea şi deconectarea curentului fasciculului, formînd astfel impulsurile cerute de toate operaţiile de găurire. Intensitatea fasciculului este controlată de electrodul de polarizare. O lentilă electromagnetică focalizează fasciculul divergent de electroni, cu densităţi de valori cu cel puţin două unităţi de mărime mai ridicate decît cele folosite în sudare. Prin bobina magnetică fasciculul poate fi refractat în direcţia dorită. În scopul evitării dispersării fasciculului prin coliziunea cu moleculele de gaz, întregul sistem al generatorului de fascicul şi camera de lucru sînt izolate ; în spaţiul de acceleraţie se atinge o presiune mai mare decît 10^{-4} mmHg, iar în camera de lucru o presiune de 10^{-2} mmHg. Această schemă de funcţionare a fost adoptată de firma Steigerwald Strahltechnik pentru echipamentul cu fascicul de electroni, elaborat special pentru operaţii de prelucrare. **Maşina EBM 10/4** este destinată unor aplicaţii multiple, fiind un echipament multifuncţional, posibil de produs în serie mică.

Pe baza experienţei acumulate, s-a construit o **maşină specială pentru perforarea tablei şi a corpurilor masive metalice.** Proprietăţile distinctive ale maşini sînt stabilitatea mare a parametrilor electrici şi posibilitatea de coordonare şi control prin intermediul calculatorului. Valoarea medie a energiei fasci-

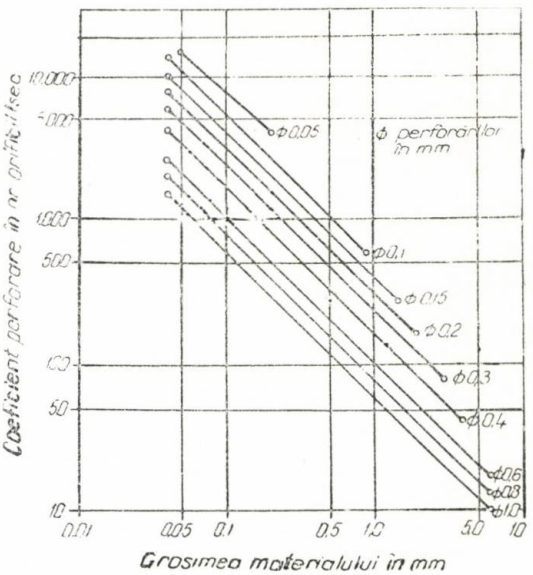


Fig. 3 Coeficientul de perforare al oţelului şi al aliajelor de nichel.

culului este de 1 kW stabilizată pentru 10^{-4} ; o suprasarcină pînă la 15 kW printr-un singur impuls poate fi obţinută chiar cu o stabilizare de 2×10^{-3} unităţi. Acest lucru este necesar, în măsura în care distanţa focală depinde de viteza fasciculului de elec-

troni. Impulsurile pot fi variate continuu într-o gamă variind de la μs la 20 ms. Frecvența impulsurilor ajunge pînă la 10 kHz. Mașina poate fi controlată manual sau prin intermediul unui calculator electronic. Deoarece operațiile de prelucrare cu fascicul de electroni se execută extrem de rapid, un calculator special a fost incorporat în mașină.

Perforarea oricărei categorii de material

Perforarea cu fascicul de electroni este independentă de natura materialului și de densitatea mecanică sau conductivitatea electrică a acestuia. Două materiale complet diferite pot ilustra aceasta: superaliajele rezistente la căldură și materialele plastice.

Un cap multifiletat, folosit pentru producția de fibre de sticlă, prelucrat în prezent prin electroeroziune, se poate executa de o sută de ori mai rapid cu ajutorul fasciculului de electroni.

Diametrul perforațiilor poate varia în limite largi. Doar parametrii electrici determină diametrul perforării prin fascicul de electroni. In funcție de programul alcătuit, diametrul poate fi schimbat după necesități. Fasciculul de electroni se poate utiliza pe larg în industria ușoară (perforarea materialelor plastice, fabricarea încălțămintei) și în cele mai variate domenii ale industriei construcțiilor de mașini.

Perforarea unor găuri cu diametru mic într-un material gros

Specificul operațiilor de prelucrare electrică rezidă în posibilitatea executării unor găuri adînci cu diametre relativ mici (relație 1 : 10).

Flancul posterior al aripilor turbinelor necesită pentru asigurarea răcirii o linie continuă de asemenea perforații.

Ecranele și filtrele de la centrifuge sînt supuse, continuu, uzurii abrazive. Prin creșterea grosimii materialului, menținînd diametrul orificiilor și transparența la aceeași valoare, durata de viață a acestor filtre poate fi îmbunătățită. Economicitatea procedeului în acest caz este evidentă, ținînd cont de faptul că întreruperea fluxului tehnologic pentru înlocuirea filtrelor este mai costisitoare decît valoarea acestora.

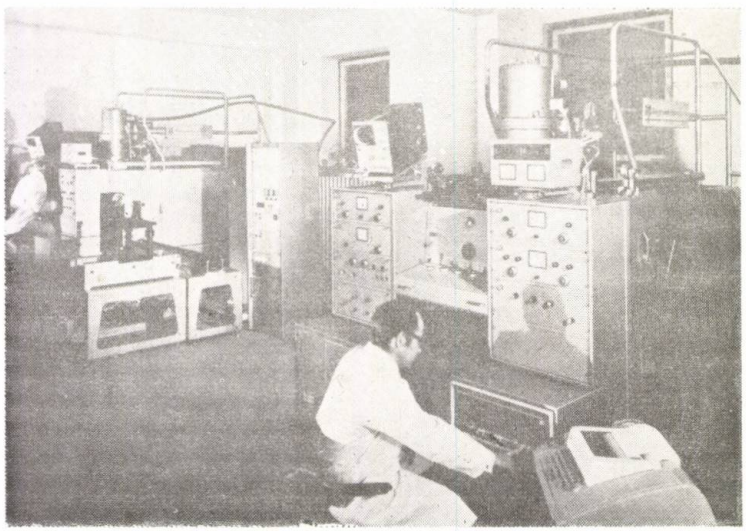


Fig. 4 Echipament cu fascicul de electroni produs de Steigerwald Strahltechnik adecvat cercetării tuturor proceselor de prelucrare.

Perforarea găurilor conice

Cu ajutorul fasciculului de electroni se pot realiza găuri conice în scopul reducerii blocării, prin depuneri reziduale, a filtrelor și ecranelor. Datorită măririi numărului de găuri pe unitatea de suprafață, respectiv a creșterii coeficientului de transparență a filtrului, sporește cantitatea de material filtrat, optimizînd astfel eficiența funcționării. Filtrele realizate prin prelucrarea cu fascicul de electroni sînt confecționate din materiale rezistente la coroziune (oțel inoxidabil, titan, molibden) și se utilizează frecvent în industria chimică.

Perforarea găurilor oblice

Unghiul sub care fasciculul de electroni lovește anticatodul variază între 20 și 90° față de suprafață. Din această gamă largă de acțiune rezultă posibilitatea utilizării fasciculului de electroni pentru perforarea aripilor la turbine, a unor piese de la camerele de combustie, precum și a tuturor pieselor expuse la temperaturi înalte. Aerul rece este presat prin

aceste găuri fine, formînd astfel o peliculă lamelară protectoare la suprafața părților metalice.

Un progres recent s-a înregistrat la operația de răcire prin „transpirare" a unor suprafețe metalice care necesită un număr extrem de mare de orificii.

Găurirea necirculară

Perforarea modelului la dimensiunile propuse nu se poate realiza cu ajutorul unui singur impuls. De aceea, se aplică o tehnică bazată pe mai multe impulsuri. În funcție de programul adecvat înscris în memoria calculatorului, fasciculul de electroni este reflectat de-a lungul contururilor prestabilite, fiind impulsionat la înaltă frecvență. Tehnica multi-impulsurilor permite aşchierea şi laminarea de mare precizie. Operația se execută pe pereții verticali.

Gravarea metalelor

Inalta precizie şi viteza ridicată la care poate fi dirijat un fascicul de electroni pe baza parametrilor electrici, deschid un cîmp larg şi de perspectivă tehnicilor rezervate pînă în prezent gravurii mecanice şi anume **rotogravurii.** Micile crestături ale suprafeței cilindrului pe care se execută rotogravura sînt umplute cu o cerneală specială, diametrul şi adîncimea acestora variind în funcție de imaginea de gravat. Volumul mic reprezintă culoarea deschisă, iar volumul mare culoarea închisă. Pe lîngă unele avantaje în domeniul gravări, această metodă ultrarapidă se precoznizează a fi folosită în viitor la controlul producției la distanță prin transmiterea instrucțiunilor specifice în formă codificată.

Gravarea ceramicii

Industria electronică şi, în special, tehnica construcție a calculatoarelor solicită metode de realizare a unor structuri din ce în ce mai fine. Gravarea şi perforarea ceramicii cu fascicul de electroni permit realizarea unor module ceramice străbătute de canale fine, care umplute cu o pastă metalică asigură obținerea unor sisteme tridimensionale de conductori.

Vaporizarea straturilor

Fasciculul de electroni, acționat conform unui program prestabilit sub controlul calculatorului, permite realizarea unor circuite hibride, cu geometria dorită. Rezistențele se pot deconecta de pe suprafața metalică, (de exemplu tantal pe sticlă). În timpul prelucrării, rezistențele pot fi măsurate şi calibrate. Viteza de lucru de 5 m/sec, asigură o tehnică economică de fabricare a circuitelor (fig. 5). Circuitele pot fi uşor schimbate, prin folosirea altui program de calcul, în interesul porducției de unicate, în domeniul proiectării şi cercetării.

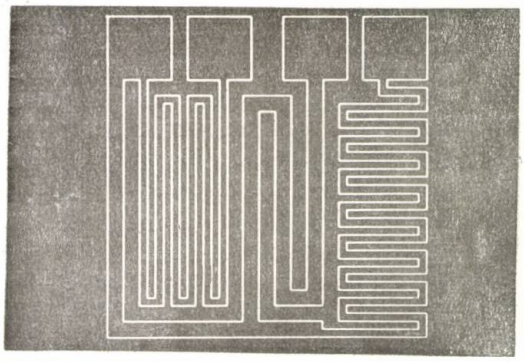


Fig. 5 Circuit hybrid gravat cu trasee de 40 μm Viteza — peste 5 m/s.

Tratamente termice

Modalitățile de prelucrare ale suprafeței se materializează în trei categorii de prelucrare :

— tehnologii de acoperiri metalice ;
— tehnologii de difuziune ;
— tehnologii de transformare.

Figura 6 demonstrează schematic principiul acestor tehnologii. În cadrul *tehnologiilor de acoperire* se aplică un strat dintr-un alt material materialului de bază. Aderența se realizează datorită proprietăților adezive pe care le are, sau printr-o zonă de tranziție forma-

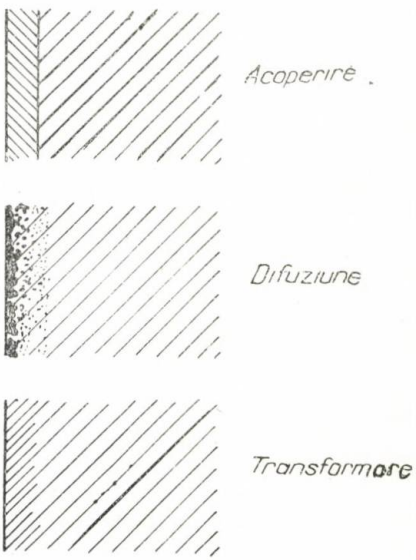


Fig. 6. Tehnologii specifice de prelucrare prin tratament a suprafețelor metalice.

tă prin topire. Procedeul obișnuit de sudură prin material de adaos face parte din această categorie.

La tehnologiile de difuziune se folosește un anumit element care asigură efectul dorit (prin transmisie în fază gazoasă) la materialul de bază unde se află parțial în forma de componente intermediare în funcție de sistemul de aliere.

La *tehnologiile de transformare* se produce o transformare structurală a materialului de bază (călirea prin inducție a oțelului).

Posibile combinări ale acestor tehnologii sînt frecvent aplicate în producție. Noile tehnologii bazate pe folosirea fasciculului de electroni ca sculă termică sînt utile pentru *operația de tratament termic* pentru prelucrarea metalelor. În funcție de gradul de densitate, fasciculul de electroni poate încălzi suprafața sau poate produce topirea la o adîncime controlabilă.

Ținînd cont de tehnologiile susmenționate, fasciculul de electroni se folosește în scopul producerii *transformării structurale a suprafeței tratate*, în timp ce aceasta rămîne în stare solidă.

Datorită gradului de densitate la punctul de impact al fasciculului de electroni, proce-

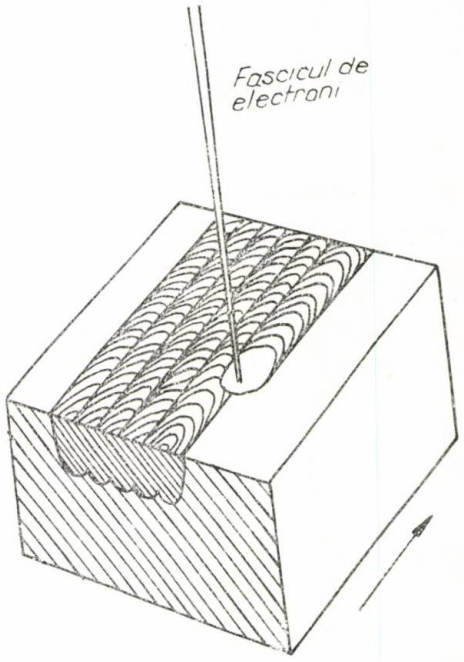


Fig. 7 Schemă de tratare cu fascicul de electroni a suprafețelor metalelor.

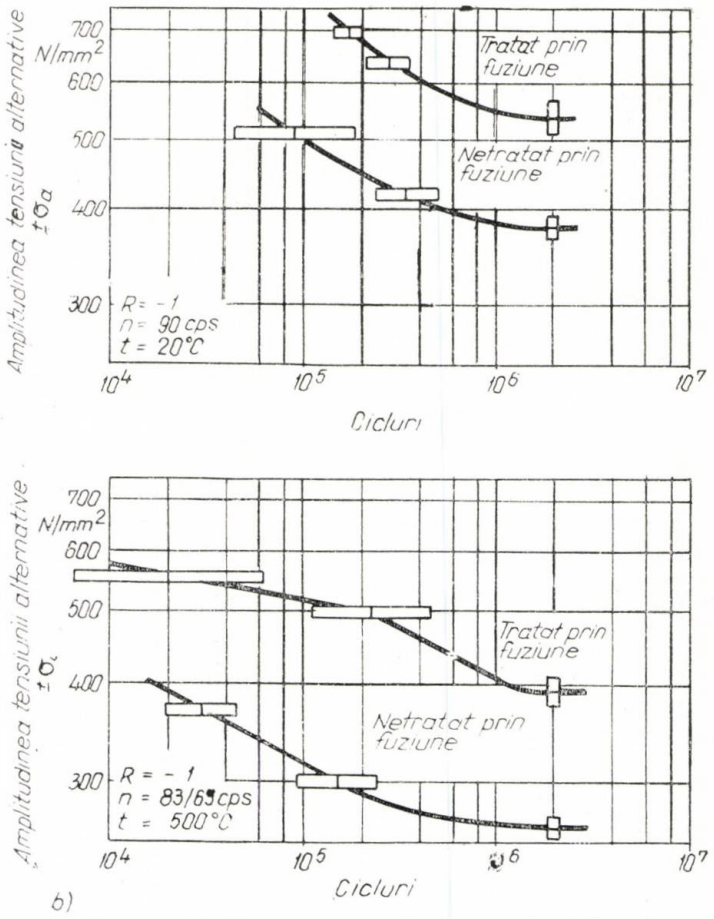


Fig. 8. Rezistența la încovoiere a mostrelor de oțel super crom, cl. II.
a) la temperatura camerei ; b) la 500°C.

sul de topire este restrîns într-un anumit punct, solidificarea materialului topit producîndu-se astfel rapid. Această solidificare rapidă oferă posibilități pentru îmbunătățirea structurii suprafeței metalelor. Principiul de lucru al transformării prin fuziune cu ajutorul fasciculului de electroni se prezintă în figura 7.

Optimizări considerabile ale calității suprafeței prin prelucrarea cu fascicul de electroni s-au obținut la :

Oțeluri medii sau înalt aliate. La testele de oboseală la încovoiere s-a constatat durabilitatea mărită cu 45% probelor din super — oțel cromat (tratate prin fuziune) la temperatura camerei sau la o temperatură de 500°C (fig. 8).

Oțeluri hipereutectoide (oțeluri cu Cr 12%, oțeluri rapide de scule). Carbura, întîlnită în mod obișnuit în structură, se dizolvă la fuziunea suferită prin tratament termic și astfel conținutul de aliaj în matriță crește. Se îmbunătățește refractaritatea, iar gradul de călire al probelor AISI D_3 (oțel de scule) s-a îmbunătățit. (La tratament obișnuit 110 Vickers, la tratament prin fuziune — 210 Vickers — fig. 9).

Fontă de turnare cu grafit lamelar sau nodular. Datorită solidificării rapide, caracteristică transformării la termenul prin fuziune, se formează o structură fină de oțel alb cu carburi, avînd un grad de duritate începînd de la 1000 Vickers. Structura obținută are o rezistență deosebită la uzură. În timpul testelor de uzură la tija de supapă, structura perlitică și tratamentul prin fuziune asigură o rezistență la uzură de 2,5 ori mai mare decît cea a oțelului tratat prin nitrurare.

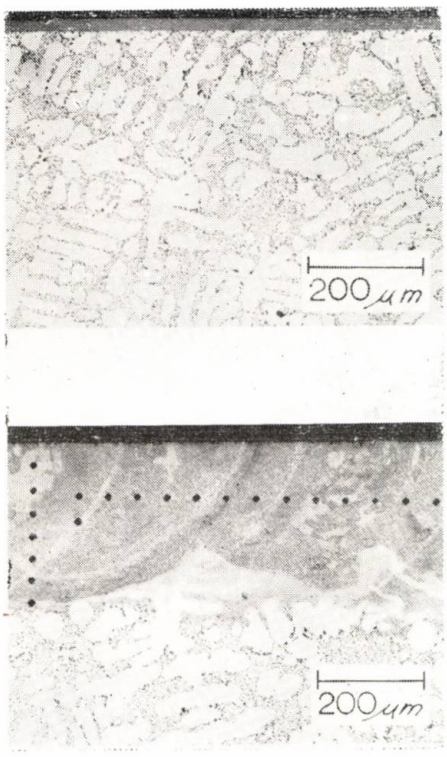


Fig. 9 Optimizarea calității suprafeței prin prelucrarea cu fascicul de electroni.

a) strat de nichel depus galvanic pe materialul de bază ASTM S 12 N ;

b) același material după transformarea prin topire cu fascicul de electroni și polizare.

Materiale din aluminiu. Tratamentul prin fuziune conduce la creșterea gradului de duritate la proba ASTM S 12 N. Prin introducerea elementelor de aliere în metal, se mărește gradul de duritate al metalului.

Firma Vereinigte Aluminiumwerke AG în colaborare cu Steigerweld Strahltechnik GamH au elaborat o tehnologie de mare randament pentru producerea de straturi dure pe piese din aluminiu.

Acest proces particular de conversiune poate fi considerat ca o combinație a tehnologiilor de acoperire și fuziune și, în consecință, poate fi aplicat la toate aliajele din aluminiu și la aliajele maleabile. Bine adaptat la această tehnologie este ASTM S 12 N. Acoperirea se realizează în funcție de material, de preferință cu fontă, Nichel sau oțel austenitic. Aceasta se realizează de regulă, prin aplicarea în strat (în formă liberă, prin aplicare galvanică sau prin pulverizare). Materialul de bază și stratul sînt apoi topite, pînă la o anumită adîncime, cu ajutorul fasciculului de electroni. Grosimea stratului care se va aplica este în așa fel determinată, încît depinzînd de compoziția dorită a aliajului în zona modificată, măsoară valori cuprinse între 1/10 la 1/20 din adîncimea de transformare. Stratul original este absorbit de materialul topit ca un component al aliajului. Concentrația elementelor principale adăugate în stratul tratat descrește începînd de la suprafață spre interior.

În practică, adîncimile de topire cuprinse între cîteva zecimi de milimetri și cîțiva milimetri sînt folosite frecvent. Operația produce o rugozitate a suprafeței care nu depășește adîncimea de 0,2 mm. Inițial, suprafața supusă modificării are o adîncime de circa 0,4 mm. La aproximativ 1/3 din adîncimea de sinterizare duritatea a măsurat 200 Vickers.

La altă mostră de ASTM S 12 N, la care stratul de oțel avea o grosime de 0,35 mm, fiind topit la circa 5 mm adîncime, s-a înregistrat în apropiere suprafeței o duritate de 400 Vickers.

Acest tratament se aplică pieselor din aluminiu în scopul îmbunătățirii rezistenței la uzură.

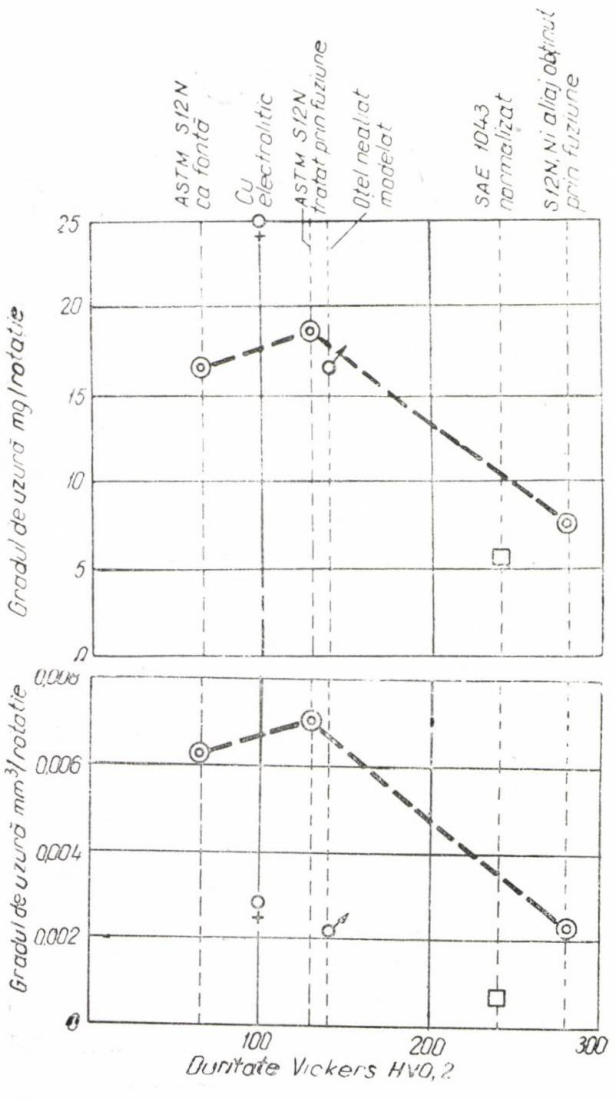


Fig. 10 Gradul de uzură al modelului ASTM S 12 N în condiții variabile de tratament, în comparație cu alte materiale (testul de uzură abrazivă, rectificare cu discuri CS 10, presare la 1000 livre 454 kg.).

Testele de uzură efectuate în laborator analizează doar un număr limitat de factori. În aceste condiții, rezultatele testelor de uzură efectuate cu mostre ASTM S 12 N având un strat cu un conținut bogat de Nichel (aproximativ 22% la suprafață) din informații valoroase.

Planurile circulare ale celor două discuri de rectificat având o granulație precis definită și o anumită presiune efectuează o mișcare îndreptată spre suprafața modelului în rotație, cauzînd abraziunea. Figura 10 arată rezultatele acestor teste sub formă de diagrame.

Datele obținute se referă la modelul netratat ASTM S 12 N, modelul ASTM S 12 N tratat fără nichel, tratat cu adaus de nichel oțel 45 C normalizat, oțel moale nealiat și cupru electrolitic.

Măsurat în micrograme/rotație, gradul de uzură al mostrei ASTM 6 12 N se compară cu cel al mostrei cu adaos de Nichel și cu oțel normalizat 45 C. Cantitatea mărită de Al-Ni-Si care se află pe suprafața probei de ASTM S 12 N după tratamentul de transformare (în comparație cu oțelul și metalele grele) trebuie luată în considerare.

Ca urmare, gradul de uzură a fost expirat și prin mm^3/o rotație a probei. ASTM S 12 N tratat prin transformare cu adaos de Nichel, oțelul nealiat și cuprul elertrolitic au același grad de rezistență la uzură. Este posibilă perfecționarea în viitor a rezistenței la uzură prin folosirea unei cantități mărite de nichel.

Concluzii

Prelucrarea cu fascicul de electroni se află încă în stadiul de dezvoltare. Imbunătățirea parametrilor operaționali și lărgirea sferei de aplicare a metodei constituite imperative imediate.

RECENZII

Orlov, P., I.: **Fundamentals of machine design** Bazele proiectării în construcția de mașini), traducere din l. rusă (Osnovî konstruirovania), Editura Mir Publishers, Moscova, 1976, 517 pagini, 309 figuri, 29 tabele, 37 lei.

Lucrarea expune o serie de reguli de proiectare rațională în sensul micșorării consumului de metal, al îmbunătățirii durabilității și fiabilității pieselor în construcția de mașini. Intenția autorului este de a stimula creativitatea proiectantului care să evite copierea unor prototipuri existente.

În primul capitol sînt analizate principiile de proiectare, între care :

— parametrii economici ai proiectării ;
— influența proiectării asupra durabilității în exploatare ;
— criterii de fiabilitate ;
— prețul de cost al produsului ;
— tipizare, unificare și standardizare.

Metodele de proiectare care țin cont de principiile enunțate mai sus fac obiectul capitolului II. Astfel, este imperios necesar să se cunoască etapele de elaborare a unui proiect, știind că pe parcurs sînt încercate mai multe variante care se elimină, dar care pot apărea îmbunătățite pe baze tehnologice noi. Cunoașterea acestor variante la timpul potrivit ajută proiectantul să evite erorile sau repetările unor etape depășite. Dacă greșelile minore de proiectare pot fi reparate la execuția prototipului, erorile privind parametrii de bază pot duce la eșecul întregului proiect ; de aceea, alegerea acestor parametrii trebuie făcută atent, analizînd toți factorii din exploatare.

În continuare, se analizează sursele din care trebuie îmbogățită permanent experiența de proiectare, printre care :

— cercetarea științifică fundamentală și experimentările institutelor de cercetări ;
— studiile sistematice din literatura de specialitate, patente, etc. ;
— analiza variantelor din arhivă, fie proprie, fie a altor institute cu profil asemănător ;
— studiul experienței unor ramuri de vîrf în care concepțiile tehnologice și de proiectare necesită o calitate superioară (aviație), sau o producție de masă (industria de autoturisme).

Tot în acest capitol sînt tratate probleme ca alegerea variantei constructive sau studiul dezvoltării acestei variante. Sînt expuse apoi, cu numeroase exemple, metoda inversării funcțiilor și metoda compoziției, precum și procedurile legate de acestea, iar capitolul se încheie cu etapele de proiectare a unei pompe axiale.

Capitolul III analizează organele de mașini din punct de vedere al conținutului de metal și propune scheme raționale de proiectare pentru obținerea de piese mai ușoare, o corecție a distribuției de eforturi, folosirea unor materiale cu rezistență îmbunătățită — aliaje ușoare sau materiale nemetalice.

Pe aceeași linie, în capitolul IV, se discută criteriile de rigiditate sau indicii specifici de rigiditate ai materialelor pentru a obține — încă din faza de proiectare — o rigiditate superioară.

Unul din factorii importanți din exploatare este solicitarea ciclică și acesta face obiectul capitolului V, în care se dau soluții în scopul îmbunătățirii la oboseală a unor organe de mașini.

Capitolele VI și VII analizează rezistența la solicitările de contact, respectiv la solicitări de deformații termice.

Un domeniu de interes general, astăzi, este cel al măririi rezistenței pieselor solicitate (în domeniul elastic sau în domeniul plastic), prin mijloace economice care să nu implice mărirea conținutului de metal, ci numai o schemă constructivă sau tehnologică superioară ; toate acestea sînt prezentate în capitolul VIII.

În capitolul ultim se dau indicații asupra alegerii tipului de prelucrare metalică, în scopul obținerii unei calități raționale și funcționale a suprafeței.

Lucrarea se încheie cu un index de termeni care permite obținerea de date din capitole diferite referitoare la un anumit subiect.

Numărul mare de exemple practice reprezintă o caracteristică generală a lucrării, care astfel devine **un îndreptar valoros în activitatea de proiectare.**

Ing. Stelian Georgescu-Cocoș

SUMAR ANUAL PE PROBLEME

Anul 30, 1978,

MATERII PRIME — Pag./Nr. rev.

Morariu, S.: Criterii de apreciere a influenței stării de tensiune asupra comportării mecanice a oțelurilor pentru construcții de mașini. 127/3

PROIECTARE ÎN CONSTRUCȚIA DE MAȘINI

Neaga, C.: Calculul analitic al cîmpurilor de viteze și concentrații în jeturile bifazice izotermice. 107/3

Daba, M., Ciobanu, V., Arădău, D.: Calculul supapelor compresoarelor cu piston pe baza vitezelor medii patratice. 113/3

Constantin, Gh., Popescu, D., Manolache, S.: Reproiectarea tehnologiei de execuție a fondurilor de vagoane de ∅ 2800 x 8 (6). 86/2

Luca, V., Dîmboiu E., Tudoran, P., Bidian, D.: Determinarea proprietăților elastice ale fontelor cenușii și cu grafit nodular prin încercări cu vibrații de torsiune libere. 90/2

Tofan, M., Stanciu, I., Munteanu, M., Grovu, M., Togănel, L.: Determinarea eforturilor în placa încărcătorului frontal al tractorului IF-3600 prin metoda elementului finit. 213/5

Miulescu, P., Olteanu, C., Munteanu, M.: Aplicarea elementului finit la analiza tensiunilor în roțile dințate cilindrice cu dinți drepți. 216/5

Mut, F., Munteanu, M.: Asupra stabilității elastice a barelor cu pereți subțiri. 219/5

Radu, G., Zakarias, Z.: Considerații privind comportarea mecanismului de distribuție sub aspect dinamic. 224/5

Pereș, G., Seitz, N., Ioniță, T., Olteanu, C.: Cercetări privind stabilirea solicitărilor dinamice din transmisia mecanică a autotrenului I.T.I.A. de 38 tone, echipat cu motor de 256 CP. 227/5

Manolescu, N. I., Martineac, A., Popa, G.: Studiul structural al mecanismelor de pliere a tobelor pentru confecționat anvelope. 270/6

Popa, G., Martineac, A., Manolescu, N. I.: Metodă de proiectare numerică a mecanismelor tobelor pentru confecționat anvelope. 270/6

Handra-Luca, V.: Studiul mecanismelor cu cursă reglabilă. 276/6

Popescu, I.: Algoritme și programe pentru analiza matriceală a mecanismelor plane. 282/6

Voinea, R., Frățilă, Mariana: Contribuții la optimizarea suspensiei automobilelor. 287/6

Crudu, I., Orănescu, A., Bumbaru, S.: Optimizarea mecanismului cu șaibă oscilantă în vederea extinderii aplicabilității

Alexandru, P., Vișa, I.: Interdependențe cinematice în mecanismul de direcție și suspensie — mecanism variabilă și trei grade de mobilitate parțiale. 300/6

Buda, L.: Studiul cinematic al mecanismelor de la dispozitivele de înclinare a cutiei vehiculelor de cale ferată, la circulația în curbe. 307/6

Ionescu, T., Manolescu, N. I.: Criterii teoretice și experimentale de analiză geometrică a transmisiilor cardanice de la locomotive. 311/6

Demian, T., Alexandrescu, N.: Element logic cu membrane sferice. 319/6

Chiriacescu, S. T., Mangeron, D. I.: Metodă pentru trasarea diagramelor de stabilitate a mașinilor-unelte aşchietoare. 373/8

Rusu, S., Rosza, F.: Determinarea pe calculator numeric a coordonatelor capetelor multiax. 377/8

Ivan, V. N., Chiriacescu, S. T., Buzatu, C.: Determinarea parametrilor structurali ai mașinilor-unelte prin prelucrarea pe calculator numeric a curbelor de compliantă dinamică. 385/8

Florea, S., Borangiu, T.: Conceptul de adaptabilitate asociat sistemului dinamic mașină-unealtă — proces de aşchiere. 393/8

Gavrilaș, I., Marinescu, R., Marinescu, N.: Stabilirea ecuațiilor parametrice pentru camele-disc și desenarea lor automată. 401/8

Gavrilaș, I., Marinescu, N., Marinescu, R.: Algoritm general pentru calculul și proiectarea camelor-disc. 405/8

Rusu, S., Badea, S. V.: Regim optim de aşchiere la supranetezirea cu bandă abrazivă. 409/8

Crudu, M., Perju, D., Pau, V.: Cinetostatica unui regulator automat de avans pentru motoare cu ardere internă. 413/8

Duca, C., Simionescu, I.: Analiza mecanismelor planetare pe baza grupelor structurale. 416/8

Luța, L., Moroșanu, M., Albeanu, S., Mitruș, M., Ceapoiu, F.: Contribuții la studiul dinamicii mecanismului de acționare a supapelor pe baza analogiei electromecanice. 412/8

Silaș, G., Klepp, J. H., Drăgulescu, Doina, Cioară, T., Arke, M.: Studiul teoretic și experimental al dinamicii unei prese pneumatice cu mecanism de amplificare plan. 424/8

Antonescu, P., Dranga, M., Tempea, I.: Asigurarea preciziei cinematice a preselor de vulcanizat camere de aer. 428/8

Bucșa, I.: Contribuții la studiul melcilor cilindrici riglați cu ajutorul calculatorului FELIX C-256. 433/8

TURNĂTORIE

Ciobanu, I., Cișmaș, A.: Prepararea amestecurilor de formare fluide prin vibrare. 551/11

Bobancu, S., Ionescu, S., Samoilă, C., Vulcu, V.: Implicațiile tehnologice ale determinării cu precizie mărită a coeficienților de frecare la amestecurile de formare. 555/11

DEFORMĂRI PLASTICE

Drăgan, I., Boer, N.: Cercetări privind matrițarea la semicald a unor piese din oțel-carbon și oțel slab aliat. 32/1

Georgescu-Cocoș, S., Szöts-Pollak, G.: Experimentări de forfecare precisă cu strîngere radicală. 38/1

Pag./ Nr. rev.

Vasiliu, A.: Rolul și realizările producției industriale a laboratorului de deformări plastice din I.C.P.T.S.C. 43/1

Chiriță, V.: Unele perspective în domeniul deformărilor plastice în industria construcțiilor de mașini. 45/2

Wanyorek, C.: O ecuație mai realistă pentru calculul gradului de forjare (coroiaj) la operațiile de alungire prin deformare plastică — și extinderea la operațiile de matrițare. 52/2

Amza, Gh., Drimer, D.: Cercetări privind rugozitatea suprafeței la piesele prelucrate prin deformare plastică în cîmp ultrasonor. 54/2

Popa, I., Pascu, D., Wanyorek, C.: Determinarea intervalului optim de deformare la cald pentru oțelul 22 Ni Mo Cr 37 prin metoda torsiunii. 59/2

Boncoi, G., Francisc, V., Vasile, E.: Cercetări privind îndoirea țevilor. 365/7

Stăncescu, E.: Probleme ale tehnologiilor de extruziune a aliajelor de aluminiu tip Dural. 588/11

Ghizdavu, V.: Probleme specifice la alegerea parametrilor de lucru la ambutisarea prin explozie în nisip. 563/11

Vintilă, N.: Aspecte tehnico-economice ale aplicării metalurgiei pulberilor în industria constructoare de mașini. 571/11

Drimer, D., Voicu, M., Negulescu, V., Udrescu, F., Topală, A., Gladcov, P., Păușan, D: Controlul produselor laminate în cîmp magnetic. 573/11

Bălțatu, M.: Tehnologia modernă de deformare plastică a pistoanelor pentru motoarele de mare putere. 626/12

TRATAMENTE TERMICE

Dulămiță, T., Pantea, V.: Reducerea consumului de metal prin aplicarea tratamentelor termice. 1/1

Spătaru, I., Wanyorek, C.: Obținerea straturilor superficiale extradure prin borizarea în băi de sticlă. 4/1

Radu, A., Crișan, H., Ionescu, Gabriela, Drugă, L., Parău, O., Maniu, G.: Considerații privind mărirea durabilității sculelor de prelucrare la cald, prin aplicarea durificării superficiale în băi de săruri. 6/1

Giacomelli, I., Stoenescu, F., Rusu, O.: Influența compoziției chimice a oțelurilor rapide asupra procesului de difuziune la tratamentele termochimice. 10/1

Cazacu-Petruț, Lucia, Diaconu, D., Bozocea, Eugenia, Knopp, H., Albu, A.: Nitroferoxarea sculelor așchietoare în vederea măririi durabilității acestora în exploatare. 13/1

Drugă, I., Pantea, V., Ionescu, Gabriela: Utilizarea stratului fluidizat la tratamente termice de temperatură joasă (sub 650°C). 17/1

Fiterău, Victoria: Posibilități de influențare a stabilității dimensionale la oțelurile pentru rulmenți. 20/1

Olteanu, Lucia, Hubert, A., Budai, Gh., Pascotă, Doina, Groza, Ioana: Cercetări pentru stabilirea unei tehnologii de obținere a calității jumătate tare la țevile din cupru prin tratare termică. 24/1

Pag./ Nr. rev.

Ionescu, D., Mocanu, Rodica, Pîrvulescu, Raluca: Posibilități de reducere a consumului de nichel în industria construcțiilor de mașini. 30/1

Dulămiță, T., Marin, M., Chircă, D., Bane, M.: Reducerea consumului de metal prin tratamente termice aplicate sculelor așchietoare. 63/2

Cojocaru, M.: Creșterea rezistenței la uzare prin tratament termoionic. 67/2

Spătaru, I., Wanyorek, C.: Unele cercetări privind durificarea superficială prin borizare a oțelului OLC 15. 70/2

Alexandru, I., Ailincăi, Gh., Picoș, C., Dima, A., Tămășdan, L.: Aspecte privind influența tratamentului termic, la temperaturi sub 0°C, asupra caracteristicilor de așchiere ale oțelului rapid Rp 5. 75/2

Drugă, L., Wanyorek, C.: Considerații privind transferul de căldură în strat fluidizat. 80/2

Munteanu, A.: Unele precizări referitoare la folosirea la călire a apei încălzite la 60—80°C. 82/2

Răducănescu, A., Pascu, R.: Tratamentul termic al cuțitelor pentru combine miniere. 135/3

PRELUCRĂRI PRIN EROZIUNE

Nichici, A.: Tendințe actuale în modelarea proceselor de prelucrare prin eroziune electrică. 504/10

Manițiu, C.: Contribuții la teoria generală a stabilirii parametrilor de lucru la prelucrarea prin electroeroziune (ED). 506/10

Obaciu, G., Rusan, G., Ivan., M.: Generator de impulsuri de tip izopuls pentru mașini de electroeroziune. 509/10

Drimer, D., Cuculeanu, Georgeta: Calculul sculelor folosite la prelucrarea electrochimică. 512/10

Popa, E.: Influența parametrilor tehnologici, impuși de procesul electrochimic asupra preciziei și productivității prelucrării. 515/10

Drimer, D., Mincă, M.: Prelucrarea electrochimică a suprafețelor de revoluție și a suprafețelor plane în piesele confecționate din oțelul refractar românesc 40 Mo SC 100. 519/10

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V.: Determinarea parametrilor tehnologici la prelucrarea electrochimică a oțelului de matrițe Mo CN 15. 522/10

Ivan, M., Rusan, G., Ghelase, V.: Distribuția temperaturii în spațiul de lucru la prelucrarea electrochimică a suprafețelor cilindrice. 527/10

Popescu, N.: Instalația de alimentare cu electrolit pentru mașina de honuit electrochimic. 532/10

Popescu, N.: Sursa de curent continuu și instalația electrică pentru mașina de honuit electrochimic. 538/10

TEHNOLOGII NECONVENȚIONALE

Nanu, A.: Perspectivele tehnologiilor neconvenționale în industrie. 502/10

Vucu, I., Savii, G.: Aspecte ale influenței presiunii statice asupra prelucrării ultrasonice cu suspensie abrazivă a feritelor. 574/11

Pag./ Nr. rev.

Drimer, D., Gavrilaş, I., Dumitru, G.: Strunjirea asistată de microplasmă. 605/12

Geogloman, Rodica, Buda, Ileana: Contribuţii la introducerea procedeului de prelucrare cu laser în tehnologia de fabricaţie a filierelor de trefilat. 607/12

* * *: Fasciculul de electroni — unealtă universală. 631/12

SUDARE

Safta, V.: Realizări în domeniul sudării oţelurilor cu rezistenţă mărită. 117/3

Sălăgean, Tr.: Realizări şi perspective la Institutul de sudură şi încercări de materiale — I.S.I.M. Timişoara. 441/9

Fleşer, T., Pascu, R.: Consideraţii asupra îmbătrînirii oţelurilor termorezistente slab aliate. 442/9

Bär, Fr., Morariu, St., Farbaş, N., Pascu, R.: Aspecte ale fragilizării structurale ale oţelurilor rapide în cursul procesului de fabricaţie a sculelor. 446/9

Varga, L.: Metode şi aparate magnetice pentru controlul austenitei reziduale în semifabricate tratate termic. 451/9

Farbaş, N., Pascu, R., Eichert, R.: Cercetări privind compatibilitatea scărilor etalon de granulaţie cu metodele stereometrice de analiză. 458/9

Farbaş, N., Pascu, R., Kurtag, A.: Simularea ciclurilor termice la sudarea oţelului 1,3 MoDV. 464/9

Surgean, I., Drăguţ, L., Benea, Floarea, Panaitescu, R.: Cercetarea şi elaborarea unor noi tipuri de materiale pentru sudare. 470/9

Raţiu, M., Flueraş, D.: Aprecierea capabilităţii tehnologiei de sudare pentru execuţia îmbinărilor bridate. 476/9

Subu, T., Croitoru, C., Leluţiu, T., Mezö, L.: Instalaţie de încărcare prin sudare automată sub flux a suprafeţelor de revoluţie. Tehnologia de încărcare a roţilor de vagonet. 480/9

Dehelean, D. M.: Optimizarea tehnologiei de sudare cu arc rotitor. 486/9

Lengenfelder, H.: Maşini de sudat cu energie înmagazinată a pieselor componente din industria electrotehnică. 491/9

Cioclov, D., Bozu, P.: Rezistenţa la fisurare prin reîncălzirea îmbinărilor sudate din oţel slab aliat tip Mn-Mo. Încercări tehnologice şi încercări de fluaj de scurtă durată. 494/9

Ionescu, N., Lixandru, P., Ghizdavu, N.: Unele criterii de proiectare a maşinilor de sudat prin frecare şi criterii de proiectare şi alegerea ciclului de lucru la maşinile de sudat prin frecare. 566/11

Diaconescu, G., Donţu, O.: Unele consideraţii privind operaţiile de microsudare cu laser. 610/12

Drimer, D., Păuşan, D.: Microsudarea cu laser. 612/12

Drimer, D., Ştefănescu, A., Dimitrescu, D.: Lipirea cu adezivi în construcţia de maşini. 615/12

Pag./ Nr. rev.

Savii, G., Drimer, D., Iclănzan, T., Csapo, G., Paulescu, G.: Echipament şi tehnologie pentru sudarea ultrasonică a foliilor de poliester. 620/12

TEORIA MECANISMELOR

Manolescu, N. I., Martineac, A., Popa, G.: Studiul structural al mecanismelor de pliere a tobelor pentru confecţionat anvelope. 267/6

Popa, G., Martineac, A., Manolescu, N. I.: Metodă de proiectare numerică a mecanismelor tobelor pentru confecţionat anvelope. 270/6

Handra-Luca, V.: Studiul mecanismelor cu cursă reglabilă. 276/6

Popescu, I.: Algoritme şi programe pentru analiza matriceală a mecanismelor plane. 282/6

Voinea, R., Frăţilă, Mariana: Contribuţii la optimizarea suspensiei automobilelor. 287/6

Crudu, I., Orănescu, A., Bumbaru, S.: Optimizarea mecanismului cu şaibă oscilantă în vederea extinderii aplicabilităţii. 295/6

Alexandru, P., Vişa, I.: Interdependenţe cinematice în mecanismul de direcţie şi suspensie — mecanism variabilă şi trei grade de mobilitate parţiale. 300/6

Buda, L.: Studiul cinematic al mecanismelor de la dispozitivele de înclinare a cutiei vehiculelor de cale ferată, la circulaţia în curbe. 307/6

Ionescu, T., Manolescu, N. I.: Criterii teoretice şi experimentale de analiză geometrică a transmisiilor cardanice de la locomotive. 311/6

Demian, T., Alexandrescu, N.: Element logic cu membrane sferice. 319/6

Crudu, M., Perju, D., Pau, V.: Cinetostatica unui regulator automat de avans pentru motoare cu ardere internă *). 413/8

Duca, C., Simionescu, I.: Analiza mecanismelor planetare pe baza grupelor structurale. 416/8

Luţa, L., Moroşanu, M., Albeanu, S., Mitruş, M., Ceapoiu, F.: Contribuţii la studiul dinamicii mecanismului de acţionare a supapelor pe baza analogiei electromecanice. 412/8

Silaş, G., Klepp, J. H., Drăgulescu, Doina, Cioară, T., Arke, M.: Studiul teoretic şi experimental al dinamicii unei prese pneumatice cu mecanism de amplificare plan. 424/8

Antonescu, P., Dranga, M., Tempea, I.: Asigurarea preciziei cinematice a preselor de vulcanizat camere de aer. 428/8

Bucşa, I.: Contribuţii la studiul melcilor cilindrici FELIX-256. 433/8

MECANICĂ FINĂ

Demian, T., Donţu, O.: Asupra comportării şi calculului la vibraţii ale elementelor componente din aparatele electronice. 327/7

Micu, C. A., Ciocîrlea, A., Grigore, T., Petrov, V.: Asupra determinării fiabilităţii mijloacelor de măsurare cu transmisie mecanică. 329/7

Alexandrescu, N., Banu, V.: Determinarea forţei hidrodinamice — componentă principală a forţei de comutare a elementelor hidraulice. 332/7

Pag./ Nr. rev.

Buicliu, G.: Regimul de lucru al sistemelor pneumatice de măsurare în pante cu autoechilibrare. 337/7

Pascu, A.: Diagrame pentru calculul ghidajelor gazostatice cu buzunare de alimentare. 339/7

Văduva, Ş.: Particularităţi constructive şi funcţionale ale unui ceas cronometru mecanic. 343/7

Popescu, I.: Proiectarea mecanismelor patrulatere articulate pentru trasarea dreptelor şi arcelor de cerc. 347/7

Huian, G., Oprea, Margareta: Cercetări asupra unui mecanism de orologerie cu cuarţ pentru scopuri industriale. 351/7

Damcalescu, D., Gheorghe, G., Popescu, S.: Cu privire la tehnologia de execuţie a pinioanelor de module mici pe strunguri automate. 355/7

Brăgaru, A.: Dispozitivul în conceptul de sistem operaţional tehnologic din construcţia de maşini. 360/7

Călinescu, V.: Precizia reală a sistemului maşină-unealtă — aparat de control activ. 363/7

CALITATE, FIABILITATE, CONTROL

Gheorghe, D., Pantazopol, D.: Precizări asupra noţiunii de rang median cu aplicaţii în studiul fiabilităţii automobilului. 232/5

Sălăjan, C. ş.a.: Instalaţie pentru testarea pompelor de ulei ale motoarelor de autovehicule. 236/5

Bejan, C., Nemţan, I., Radu, G.: Cercetări pentru determinarea rezistenţei la încovoiere a unor angrenaje planetare. 240/5

Petrescu, N., Stanciu, I., Grovu, M.: Metode pentru culegerea şi prelucrarea datelor, în vederea determinării regimului simulativ de încercare la oboseală a cîtorva subansamble de autovehicule. 245/5

Petrescu, N., Stanciu, I., Papadopol, G.: Stabilirea regimului de încercare simulativă a pompelor hidraulice. 249/5

Jăşcanu, M.: Încercări pe standul cu frecare constantă a unor materiale de fricţiune rigide. 252/5

Neculăiasa, V.: Metoda, maşina şi unele rezultate experimentale privind uzura abrazivă a articulaţiilor deschise. 257/5

Constantinescu, Lidia: Neutronografie cu generatori de neutroni cu acceleratori de deuteroni de mică energie. 260/5

Demian, T., Donţu, O.: Asupra comportării şi calculului la vibraţii ale elementelor componente din aparatele electronice. 327/7

Micu, C. A., Ciocîrlea, A., Grigore, T., Petrov, V.: Asupra determinării fiabilităţii mijloacelor de măsurare cu transmisie mecanică. 329/7

Alexandrescu, N., Banu, V.: Determinarea forţei hidrodinamice — componentă principală a forţei de comutare a elementelor hidraulice. 332/7

Buicliu, G.: Regimul de lucru al sistemelor pneumatice de măsurare în punte cu autoechilibrare. 337/7

Pascu, A.: Diagrame pentru calculul ghidajelor gazostatice cu buzunare de alimentare. 339/7

Pag./ Nr. rev.

Văduva, Ş.: Particularităţi constructive şi funcţionale ale unui ceas cronometru mecanic. 343/7

Popescu, I.: Proiectarea mecanismelor patrulatere articulate pentru trasarea dreptelor şi arcelor de cerc. 347/7

Huian, G., Oprea, Margareta: Cercetări asupra unui mecanism de orologerie cu cuarţ pentru scopuri industriale. 351/7

Damcalescu, D., Gheorghe, G., Popescu, S.: Cu privire la tehnologia de execuţie a pinioanelor de module mici pe strunguri automate. 355/7

Brăgaru, A.: Dispozitivul în conceptul de sistem operaţional tehnologic din construcţia de maşini. 360/7

Călinescu, V.: Precizia reală a sistemului maşină-unealtă — aparat de control activ. 363/7

Negulescu, V., Vlădescu, M., Udrescu, F.: Evaluarea nedistructivă a grosimii straturilor de acoperire. 622/12

MAŞINI-UNELTE ŞI SCULE AŞCHIETOARE

Chiriacescu, S. T., Mangeron, D. I.: Metodă pentru trasarea diagramelor de stabilitate a maşinilor-unelte aşchietoare. 373/8

Rusu, S., Rosza, F.: Determinarea pe calculator numeric a coordonatelor capetelor multiax. 377/8

Ivan, V. N., Chiriacescu, S. T., Buzatu, C.: Determinarea parametrilor structurali ai maşinilor-unelte prin prelucrarea pe calculator numeric a curbelor de complianţă dinamică. 385/8

Florea, S., Borangiu, T.: Conceptul de adaptabilitate asociat sistemului dinamic maşină-unealtă — proces de aşchiere. 393/8

Gavrilaş, I., Marinescu, R., Marinescu, N.: Stabilirea ecuaţiilor parametrice pentru camele-disc şi desenarea lor automată. 401/8

Gavrilaş, I., Marinescu, N., Marinescu, R.: Algoritm general pentru calculul şi proiectarea camelor-disc. 405/8

Rusu, S., Badea, S. V.: Regim optim de aşchiere la supranetezirea cu bandă abrazivă. 409/8

Bolţ, D., Hadîrcă, Iuliana, Nica, N., Stănciulescu, C.: Profilarea suprafeţelor plane în spaţiu. 577/11

ORGANE DE MAŞINI

Constantinescu, I., Takacs, F.: Contribuţii la determinarea comportării în exploatare a lagărelor cu alunecare, sferice, folosite în industria minieră. 140/3

AUTOVEHICULE

Ivăneanu, C., Ioniţă, T., Novac, A.: Tendinţe de dezvoltare a cutiilor de viteze progresive. 159/4

Nagy, T., Abăitancei, D., Radu, G.: Unele aspecte particulare privind supraalimentarea motoarelor de mare putere. 167/4

Pag./ Nr. rev.

Vlădăreanu, V., Schuster, R.: Considerații cu privire la unele probleme de performanțe dinamice în fabricația motoarelor diesel pentru autocamioane. 170/4

Moldovan, I.: Predimensionarea instalației electrice de pornire a motoarelor termice care echipează autovehiculele. 175/4

TRACTOARE

Petrescu, N., Stanciu, I., Ven, Ș.: Program de utilizare a unei familii de punți motoare nedirectoare pentru tractoare și utilaje de construcții. 186/4

Dăscălescu, D., Zugrăvel, M., Gaiginschi, R.: Studiu asupra modificării bilanțului de tracțiune la tractoarele pe șenile în funcție de presiunea medie pe sol. 188/4

Sorcoiu, M., Mânzariu, R., Constantin, F.: Cadru de rezistență pentru tractoarele S 1300 și S 1500. 190/4

Mânzariu, R.: Studiul derapării laterale a tractoarelor pe șenile și posibilități de prevenire a acestora. 195/4

UTILAJE DIVERSE

Cârdu, M.: Turbina cu abur de 150 MW pentru termoficare urbană. 103/3

Constantinescu, I., Magyari, A.: Dispozitiv electrohidraulic pentru dislocarea rocilor. 148/3

Constantinescu, I., Magyari, A.: Încercări de optimizare a parametrilor de funcționare ai morilor cu bile. 152/3

Macovei, A. G.: Scuturi pentru construcția tunelelor de metrou. 198/4

RECENZII

Drugă, L.: Truşculescu, M. — Studiul metalelor. Editura Didactică și pedagogică, București, 1977. 95/2

Pag./ Nr. rev.

Georgescu-Cocoș, S.: Cioclov, D. — Mecanica ruperii materialelor. Editura Academiei R.S.R., București, 1977. 95/2

Drugă, L.: Tiron, M. — Prelucrarea statistică și informațională a datelor de măsurare. Ed. Tehnică, București, 1977. 208/4

Magyari, A.: Constantinescu, N. F., Darabont, A., Mereț, N. — Mecanica mașinilor și a instalațiilor miniere și de preparare. Vol. I. Ed. Tehnică, București, 1977. 209/4

Georgescu-Cocoș, S.: Orlov, P. I. — Fundamentals of machine design (Bazele proiectării în construcția de mașini), traducere din limba rusă. Ed. Mir Publishers, Moscova, 1976. 639/12

MANIFESTĂRI ȘTIINȚIFICE

Pantea, V.: Al 6-lea simpozion internațional „Noutăți în metalurgia fizică și asigurarea fiabilității produselor construcțiilor de mașini prin tratamente termice". 44/1

Manolescu, N. I., Tempea, I.: Al II-lea Simpozion Internațional TMM-IFToMM. /6

ANIVERSĂRI

* * *: Academicianul Boris Evghenici Paton. 501/9

TÎRGURI ȘI EXPOZIȚII

Oprescu, Teodosia: Tîrgul internațional de la Leipzig. 544/10

Teodorescu, S.: TIB '78 — o competiție a noutăților tehnice românești. 579/11

Kedveș, E.: Produse de prestigiu ale construcției de mașini la TIB '78. 582/11

Sumar anual pe probleme. 640/12

Indice alfabetic pe autori. 644/12

INDICE ALFABETIC CU AUTORI

Anul 30, 1978

A

Abăitancei, D: nr. 4, p. 167
Ailincăi, Gh: nr. 2, p. 75
Albeanu, S: nr. 8, p. 412
Albu, A: nr. 1, p. 13
Alexandru, I: nr. 2, p. 75
Alexandru P: nr. 6, p. 300
Alexandrescu, N: nr. 6, p. 319, nr. 7 p. 332
Amza, Gh.: nr. 2, p. 54
Antonescu, P: nr. 8, p. 428
Arădău, D: nr. 3, p. 113
Arke, M: nr. 8, p. 424

B

Badea, S. V: nr. 8, p. 409
Bane, M: nr. 2, p. 63
Banu, V: nr. 7, p. 332
Bär, Fr: nr. 9, p. 446
Bejan, C: nr. 5, p. 240
Benea, Floarea: nr. 9, p. 470
Bidian, D: nr. 2, p. 90
Bobancu, S: nr. 11, p. 555
Boer, N: nr. 1, p. 32
Bolț, D: nr. 11, p. 577
Borangiu, T: nr. 8, p. 393
Boncoi G: nr. 7, p. 365
Bozocea, Eugenia: nr. 1, p. 13
Bozu, P: nr. 9, p. 494
Brăgaru, A: nr. 7, p. 360
Bucșa, I: nr. 8, p. 443
Buda, Ileana: nr. 12
Buda, L: nr. 6, p. 407
Budai, Gh.: nr. 1, p. 24
Buicliu, G: nr. 7, p. 337
Bumbaru, S: nr. 6, p. 295
Buzatu, C: nr. 8, p. 385

C

Cazacu Petruț Lucia : nr. 1, p. 13
Călinescu, V : nr. 7, p. 363
Cârdu, M : nr. 3, p. 103
Ceapoiu, F : nr. 8, p. 412
Chircă, D : nr. 2, p. 63
Chiriacescu, ȘT. : nr. 8 p. 373, p. 385
Chiriță, V : nr. 2, p. 45
Cioară, T : nr. 8 p. 424
Cișmaș, A : nr. 11, p. 551
Ciobanu, V : nr. 3 p. 113
Ciocîrlea, A : nr. 7, p. 329
Ciobanu, I : nr. 11, p. 551
Cioclov, D : nr. 9, p. 494
Cojocaru, M : nr. 2, p. 67
Constantin, F : nr. 4, p. 190
Constantin, Gh. nr. 2, p. 86
Constantinescu, I : nr. 3 p. 140, p. 148, p. 152
Constantinescu, Lidia : nr. 5, p. 260
Crișan, H. : nr. 1, p. 6
Croitoru, C : nr. 9, p. 480
Crudu, I. : nr. 6, p. 295
Crudu, M. : nr. 8, p. 413
Csapo, G. : nr. 12, p. 620
Cuculeanu, Georgeta : nr. 10, p. 512

D

Dabe, M : nr .3, p. 113
Damcalescu, D : nr. 7, p. 355
Dăscălescu, D : nr. 4, p. 188
Dehelean, D. M : nr. 9, p. 486
Demian, T : nr. 6, p. 319, nr. 7, p. 327
Diaconu, D : nr. 1, p. 13
Diaconescu, G : nr. 12, p. 620
Dima, A : nr. 2, p. 75
Dimitrescu, D : nr. 12, p. 615
Dîmboiu, E : nr. 2, p. 90
Dontu, O : nr. 7, p. 327, nr. 12, p. 620
Dranga, M : nr. 8, p. 428
Drăgan, I : nr. 1, p. 32
Drăgulescu, Doina : nr. 8, p. 424
Drăguț, L : nr. 9, p. 470
Drimer, D : nr .2, p. 54, nr. 10 p. 512, p. 519, nr. 11, p. 573, nr. 12, p. 605, p. 612, p. 615, p. 620
Drugă, L : nr. 1, p. 6, p. 17, nr 2, p. 80, p. 95 nr. 4, p. 208
Duca, C : nr. 8, p. 416
Dulămiță, T : nr. 1, p. 1, nr. 2, p. 63
Dumitru, G : nr. 12, p. 605

E

Eichert, R : nr. 9, p. 458

F

Farbas, N : nr. 9, p. 446, p. 458, p. 464
Fiterău, Victoria : nr. 1, p. 20
Francisc, V : nr. 7, p. 365
Frățilă, Mariana : nr. 6, p. 287
Fleșer, T : nr. 9, p. 442
Florea, S : nr. 8, p. 393
Flueraș, D : nr. 9, p. 476

G

Gaiginschi, R : nr. 4, p. 188
Gavrilaș, I : nr. 8, p. 401, p. 405, nr. 12, p. 605
Geogloman, Rodica : nr. 12, p. 607
Georgescu Cocoș S : nr. 1, p. 38, nr. 2 p. 95
Gheorghe, D : nr. 5, p. 232
Gheorghe ,G : nr. 7, p. 355
Ghelase, V : nr. 10 p. 522, p. 527
Ghizdavu, V : nr. 11, p. 563, p. 566
Giacomelli, I. : nr. 1, p. 10
Greavu, A : nr. 5, p. 236
Grovu, M : nr. 5, p. 213, p. 245
Grigore, T : nr. 7, p. 329
Groza, Ioana : nr. 1, p. 24
Gladcov, P : nr. 11, p. 573

H

Hadîrcă, Iuliana : nr. 11, p. 577
Handra Luca, V : nr. 6, p. 276
Hrihor, L : nr. 5, p. 236
Hubert, A : nr. 1 p. 24
Huian, G : nr. 7, p. 351

I

Iclănzan, T : nr. 12, p. 620
Ionescu, D : nr. 1, p. 30
Ionescu, Gabriela : nr. 1, p. 6, p. 17
Ionescu, N : nr. 11 p. 566
Ionescu, S : nr. 11, p. 555
Ionescu, T : nr. 6, p. 311
Iordache, T : nr. 5, p. 236
Ioniță, T : nr. 4, p. 159, nr. 5, p. 227
Ivan, M : nr. 10, p. 509, p. 522, 527
Ivan, V. N : nr. 8, p. 385
Ivăneanu, C : nr. 4, p. 159

J

Jâșcanu, M : nr. 5, p. 252

K

Kedveș, E : nr. 11, p. 582
Klepp, J. H. : nr. 8, p. 424
Knopp, H. : nr. 1, p. 13
Kurtag, A : nr. 9, p. 464

L

Legenfelder, H. : nr. 9, p. 491
Leluțiu, T : nr. 9, p. 480
Lixandru, P : nr. 11, p. 566
Luca, V : nr. 2, p. 90
Luța L : nr. 8, p. 412

M

Macovei, A. G : nr. 4, p. 198
Magyari, A : nr. 3, p. 148, p. 152, nr. 4, p. 209
Mangeron, D. I : nr. 8, p. 373
Maniu, G : nr. 1 p. 6
Manolache, S : nr. 2, p. 86
Manolescu, M. I : nr. 6, p. 267, p. 270, p. 311
Mânzariu, R : nr.. 4, p. 190, p. 195
Marin, M : nr. 2, p. 63
Marinescu, N : nr. 8, p. 401, p. 405
Marinescu, R : nr. 8, p. 401, p. 405
Martineac, A : nr. 6, p. 267, p. 270
Micu, C. A : nr. 7, p. 329
Miulescu, P : nr. 5 p. 216
Mocanu, Rodica : nr. 1, p. 30
Moldovan, I : nr. 4, p. 175
Morariu, S : nr. 3, p. 127
Moroșanu, M : nr. 8, p. 412
Munteanu, M : nr. 5, p. 213, p. 216, p. 219
Mut, F : nr. 5, p. 219

N

Nagy, T : nr 4, p. 167
Nanu, A : nr. 10, p. 502
Neaga, C : nr. 3, p. 107

Neculaiasa, V : nr. 5, p. 257
Negulescu, V : nr. 11, p. 573, nr. 12, p. 622
Nemțan, I : nr. 5, p. 240
Nica, N : nr. 11, p. 577
Nichici, A : nr. 10, p. 504
Novac, A : nr. 4, p. 159

O

Obaciu, G : nr. 10, p. 509
Olteanu, C : nr. 5, p. 216, p. 227
Olteanu, Lucia : nr. 1, p. 24
Oprea, Margareta : nr. 7, p. 351
Oprescu, Teodosia : nr. 10, p. 544
Orănescu, A : nr. 6, p. 295

P

Panaitescu, R : nr. 9, p. 470
Pantazopol, D : nr. 5, p. 232
Pantea, V : nr. 1, p. 1, p .17, p. 44
Parău, O : nr. 1, p. 6
Pascotă, Doina : nr. 1, p. 24
Papadopol, G : nr. 5, p. 249
Pascu, A : nr. 7, p. 339
Pascu, D : nr. 2, p. 59
Pascu, R : nr. 3, p. 135, nr. 9, p. 442, p. 446, p. 458, p. 464
Pau, V : nr. 8, p. 413
Păușan, D : nr. 11, p. 573, nr. 12, p. 612
Păulescu, G : nr. 12, p. 620
Perju, D : nr. 8, p. 413
Petrescu, N : nr. 4, p. 186, nr. 5, p. 245, p. 249
Petrov, V : nr. 7, p. 329
Pereș, G : nr. 5, p. 227, p. 236
Picoș, C : nr. 2, p. 75
Pîrvulescu, Raluca : nr. 1, p. 30
Pîrvulescu, V: nr. 5, p. 236
Popa, E : nr. 10, p. 515
Popa, I : nr. 2, p. 59
Popa, G. nr. 6, p. 267, p. 270
Popescu, D : nr. 2 p. 86
Popescu, I : nr. 6, p. 282, nr. 7, p. 347
Popescu, N : nr. 10, p. 532, p. 538
Popescu, S : nr. 7, p. 255

R

Radu, A : nr. 1, p. 6
Radu, G : nr. 4, p. 167, nr. 5, p. 224, p. 240
Răducănescu, A : nr. 1, p. 135
Rațiu, M : nr. 9, p. 476
Rosza, F : nr. 8, p. 377
Rusan, G : nr. 10, p. 509, p. 522, p. 527
Rusu, O : nr. 1, p. 10
Rusu, S : nr. 8, p. 377, p. 409

Ș

Safta, V : nr 2, p. 117
Samoilă, C : nr. 11 p. 555
Sălăgean, Tr. : nr. 9, p. 441
Sălăjan, C : nr. 5, p. 236
Savii, G : nr. 11, p. 574, nr. 12, p. 620
Schuster, R : nr. 4, p. 170
Seitz, N : nr. 5, p. 227
Silaș, G : nr. 8, p. 424
Simionescu, I : nr. 8, p. 416
Sorcoiu, M : nr. 4, p. 190
Spătaru, I : nr. 1, p. 4, nr. 2, p. 70
Stanciu I : nr. 4, p. 186, nr. 5, p. 213, p. 245, p. 249
Stăncescu, E : nr. 11, p. 558
Stănciulescu, C. nr. 11, p. 577
Stoenescu, F : nr. 1, p. 10
Subu, T : nr. 9, p. 480
Surgean, I : nr. 9, p. 470
Szabo, W : nr. 5, p. 236

Ș

Ștefănescu, A : nr. 12

T

Takacs, F : nr. 3, p. 140
Tămășdan, L : nr. 2, p. 75
Tempea, I : nr. 6, nr. 8, p. 428
Teodorescu, Ș : nr. 11, p. 579
Tofan, M : nr. 5, p. 213
Togănel, L : nr. 5, p. 236
Topa, I : nr. 5, p. 236
Topală Alevandra : nr. 11, p. 573
Tudoran, P. nr. 2 p. 90

U

Udrescu, F : nr. 11, p. 573, nr. 12 p. 622

V

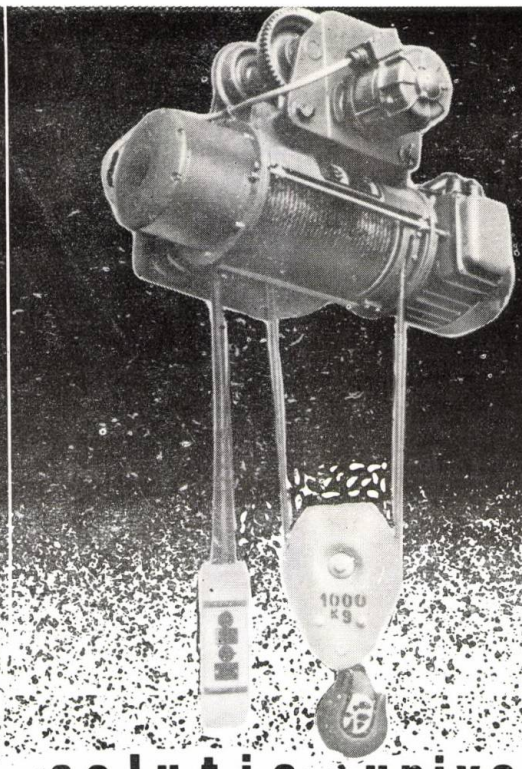
Văduva, Ș : nr. 7, p. 343
Varga, L : nr. 9, p. 451
Vasile, E : nr. 7, p. 365
Vasiliu, A : nr. 1 p. 43
Ven, S : nr. 4, p. 186
Vintilă, N : nr. 11, p. 571
Vișa, I : nr. 6, p. 300
Vlădăreanu, V : nr. 4, p. 170
Vlădescu, M : nr. 12, p. 622
Voicu, M : nr. 11, p. 573
Voinea, R : nr. 6, p. 287
Vucu, I : nr. 11, p. 574
Vulcu, V : nr. 11, p. 555
Vulpe, V : nr. 5, p. 236

Z

Zakarias, Z : nr. 5, p. 224
Zugrăvel, M : nr. 4, p. 188

W

Wanyorek, C : nr. 1, p. 4, nr. 2, p. 52, p. 59, p. 70, p. 80



O soluție universală

pentru problemele transportului uzinal vă oferă

palanele electrice cu cablu și cu lanț de acționare

balkancar

Calităţile lor ridicate de funcţionare explică: sfera largă de utilizare în diverse ramuri industriale-metalurgie, comerţ, construcţii; folosirea ca mecanisme independente de ridicare; utilizarea în realizarea altor sisteme de manipulare.

Forţa - pentru palane cu cablu: 500; 1 000; 2 000; 3 200; 5 000; 8 000 şi 12 500 kg.

- pentru palane cu lanţ: 125; 250; 500 şi 1 000 kg.

Înălţimea de ridicare de la 6 la 36 m (palane cu cablu) şi pînă la 6,4 m (palane cu lanţ).

Structură compactă, realizată în sistem modular. Motor electric cu rotor conic, cu deplasare axială şi frînă încorporată. Reductor cu dublă transmisie planetară. Viteze de ridicare: rapidă sau lentă de precizie. Gamă largă de variante-palane fixe sau cu cărucior echipate cu limitator de sarcină şi cheie de siguranţă pentru comutatorul de comandă, palane cu pierdere de înălţime redusă. Palane cu masă redusă şi elemente de rulare uşoare. Posibilităţi de alimentare: curent electric în regimuri de lucru şi frecvenţe variate, curent monofazic pentru palanurile cu lanţ de acţionare.

EXPORTATOR

balkancarimpex

1000 SOFIA, str. Alabin nr. 56

Telefon 88. 21. 22. Telex 023431 / 2

Telegrame: BALKANCARIMPEX Sofia

publicom

REALIZARI
de prestigiu ale construcției de mașini
DIN ROMANIA

Autoutilitara ARO-320

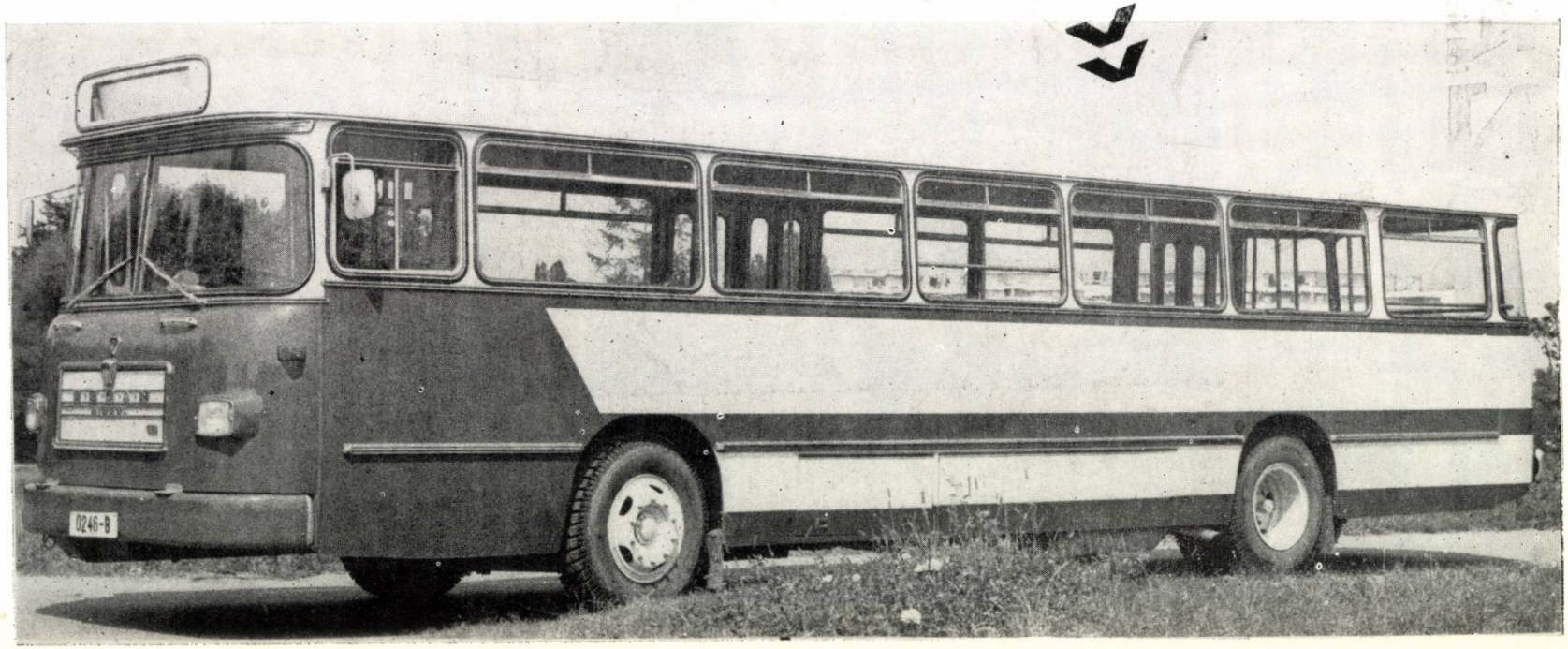
Caracteristici

- Formula roţilor :
  - 4 x 2 (tracţiune pe puntea spate) ;
  - 4 x 4 (tracţiune integrală)
- Motorul :
  - cu benzină : ARO L-25 - P_n = 75 CP
  - diesel : D - 127 - P_n = 65 CP
- Incărcătura utilă nominală :
  - pe şosea : 1 100 kg
  - pe teren : 800 kg
- Masa remorcabilă admisă (şosea) : 750 kg
- Viteza maximă : 105 km/h
- Dimensiunile de gabarit (L x l x I) : 5150 x 2 090 x 1 875 mm
- Dimensiunile utile ale benei (L x l) : 2490 x 1 690 mm

▬ Corp autoportant, proiectat special pentru transportul de pasageri; ▬ Capacitatea totală de transport 102 pasageri, dintre care 26 pe locuri şi 76 în picioare. ▬ Asigurarea confortului sporit prin existenţa suspensiei pneumatice. ▬ Circuit dublu, frîne hidropneumatice. ▬ Direcţii servo-hidraulice cu posibilităţi largi de acţionare.

... AUTOBUZUL ...

▬ TV 12 - microbuzul cu tracţiune pe roţile din spate. ▬ Capacitatea totală: 10+1 sau 12+1 locuri. ▬ Microbuzul din seria TV 12 şi TVD 12 satisface cele mai exigente cerinţe. ▬ Putere şi siguranţă, robusteţe şi confort, iată într-un cuvînt rezultatul unei concepţii moderne care este completată cu o executare tehnologică corespunzătoare. ▬ Viteza maximă : 100 km/h. ▬ Capacitatea maximă de urcare în pantă la un vehicul cu tracţiune pe roţile din spate: 25 %, iar la un vehicul cu tracţiune pe toate roţile : 35 %. ▬ Raza de cotire la un vehicul cu tracţiune pe roţile din spate: 6 m, iar la un vehicul cu tracţiune pe toate roţile: 7 m.



75308 str. Ostrov nr. 3
BUCUREŞTI SECTORUL V

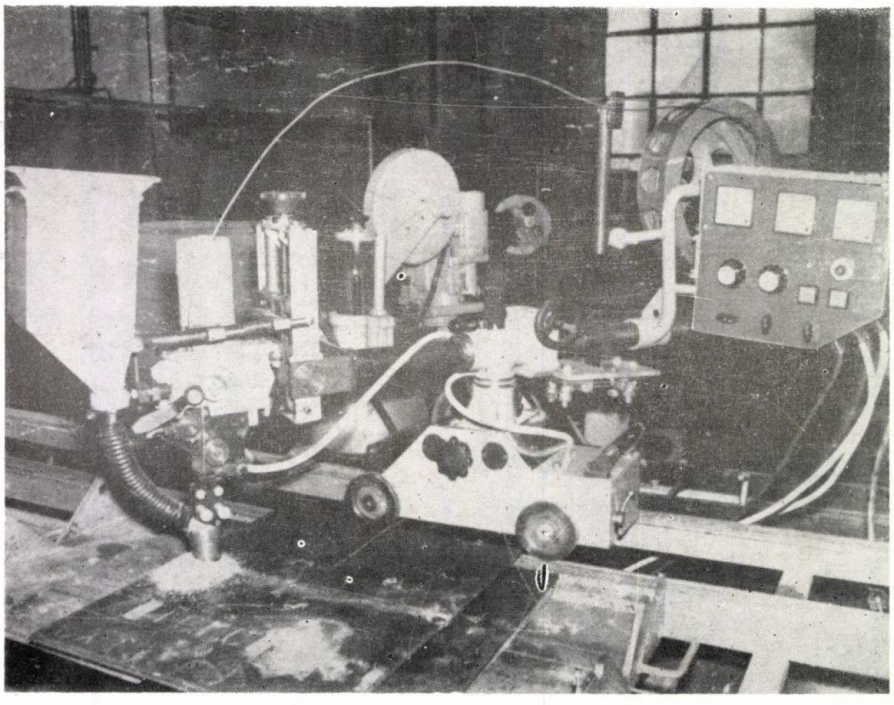
telefon: 23.93.20.

telex: 01183718

REALIZARI

de prestigiu ale construcției de mașini

DIN ROMANIA



TRACTOR UNIVERSAL PENTRU SUDARE SUB FLUX, tip T U 1000

DESTINATIE

Sudarea sub flux a pieselor din oțel carbon şi oţeluri aliate, în poziţie orizontală, cap la cap sau în colţ, precum şi pentru încărcări prin sudare.

ELEMENTE DE NOUTATE

Produs nou în concepţie proprie.
Premieră în R.S.R.

EFICIENTA ECONOMICA

Reducerea importului cu 1250000 lei val/an

CARACTERISTICI PRINCIPALE

- curentul de sudare la DA 100% ..... 1000 A
- viteza de sudare ..... 9 - 90 m/h
- viteza de avans a sîrmei electrod..... 0,5 - 6,5 m/min
- dimensiunile de gabarit ale tractorului propriu - zis..... 740 x 1270 x 500 mm
- masa tractorului propriu-zis..... 80 kg

DESCRIERE

Tractorul TU 1000 poate rula direct pe piesa de sudat sau pe o cale de rulare montată pe piesă sau suspendată deasupra acestuia. Tractorul se compune din următoarele părţi principale:

- căruciorul
- capul de sudare
- suportul port-dispozitive
- buncărul pentru flux
- tamburul pentru sîrma electrod
- pupitrul de comandă
- cutia cu aparataj

Intreprinderea de utilaj chimic « GRIVITA ROSIE »

din BUCUREȘTI

cod 78311 Cal. Griviței nr. 355-357

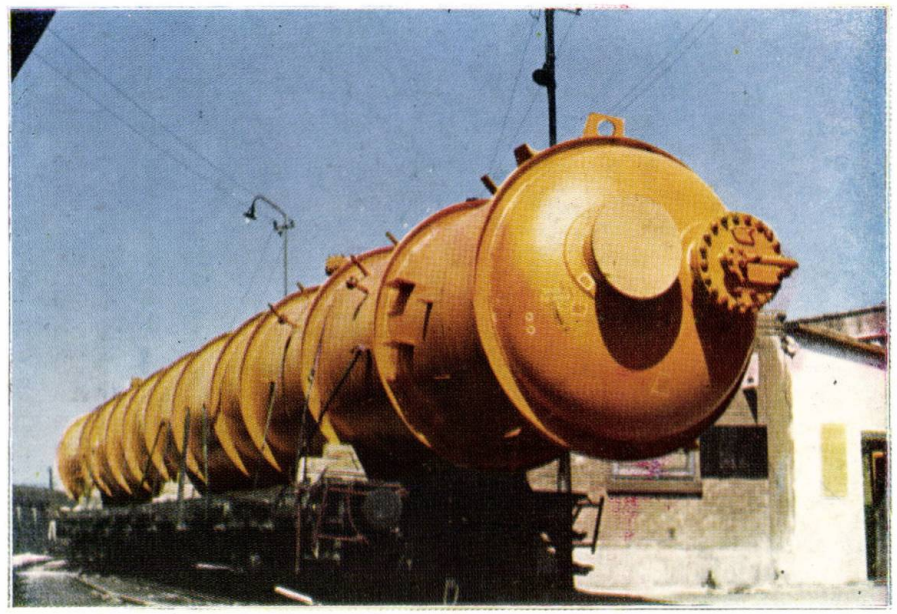
produce :

- utilaje tehnologice pentru industria chimică;
- utilaje tehnologice pentru prelucrarea țițeiului;
- utilaje tehnologice pentru industria stufului, hîrtiei și celulozei;
- mașini și utilaje pentru prelucrarea metalelor prin deformare plastică la cald și la rece;
- utilaje și agregate specifice pentru întreprinderile producătoare de utilaj chimic (exclusiv mașini de prelucrat metale prin așchiere).

Astăzi, utilajul tehnologic pentru industria chimică și rafinării este domeniul principal de activitate al

INTREPRINDEREA DE UTILAJ CHIMIC « GRIVITA ROSIE »

care este prezentă cu produsele sale, fabricate după procedeele tehnologice cele mai avansate, în majoritatea instalațiilor chimice și petrochimice.



FT Formare Miezuire Turnare
Moulding Core making Casting

TT Tratamente termice și termochimice
Heat and thermochemical treatment

DP Deformări plastice
Plastic deformation

SM Studiul metalelor
Metal study

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI PROIECTĂRI TEHNOLOGICE PENTRU SECTOARE CALDE

TECHNOLOGICAL INSTITUTE FOR HOT PROCESSES

Institutul elaborează la cerere: tehnologii, know-how, expertize, studii, proiecte pentru utilaje, instalații, linii complexe, secții și unități industriale, precum și materiale auxiliare pentru domeniul sectoarelor calde și acordă solicitanților asistență tehnică de înaltă calificare.

The institute elaborates on order technologies, know-how, expert appraisements, studies, designs for equipment, installations, complex lines, shops and industrial units, as also auxiliary materials for hot processing field, and grants to its sollicitors technical assistance of high skillness.

I. C. P. T. S. C. Șos. Oltenitei nr. 105
75651 București, ROMANIA
TELEPHONE 83. 21. 70 TELEX 11798 calde r

ICPTSC